

A. I. XELIKOV

SỔ TAY LÝ THUYẾT CÁN KIM LOẠI



NHÀ XUẤT BẢN HẢI PHÒNG

Sổ tay lý thuyết cán kim loại

A. I. XELIKOV

Sổ tay lý thuyết
CÁN KIM LOẠI

Biên dịch: Võ Trần Khúc Nhã



Nhà xuất bản Hải Phòng

SỔ TAY LÝ THUYẾT CÁN KIM LOẠI

A. I. XELIKOV



NHÀ XUẤT BẢN HẢI PHÒNG

Số 5 - Nguyễn Khuyến - Hải Phòng

ĐT: 031.3921076

Fax: 031. 3921410



Chịu trách nhiệm xuất bản : **NGUYỄN THẾ BÌNH**

Biên tập : **Vũ Bình**

Trình bày : **VanLang Design**

Vẽ bìa : **Hs. Lan Nhi**

Sửa bản in : **Lê Bình**



CÔNG TY CP VĂN HÓA VĂN LANG - NS. VĂN LANG

40 - 42 Nguyễn Thị Minh Khai, Q.1, TP.HCM

ĐT : 8.242157 - 8.233022 - Fax : 84.8.235079



In 1000 cuốn khổ 13x19 cm tại Xưởng in CN Trung Tâm
Hội Chợ Triển Lãm Việt Nam.

KHXB số 462-2007/CXB/58-18/HP ngày 19.06.2007.

QĐXB số 207/QĐ-XB ngày 19.06.2007.

In xong và nộp lưu chiểu quý 1 năm 2008.

Lời nói đầu

Sản phẩm kim loại cán nói chung và thép cán nói riêng được sử dụng rộng rãi trong nhiều ngành công nghiệp. Ở nước ta, trong những năm gần đây ngành công nghiệp phát triển khá mạnh mẽ. Nhằm góp một phần vào sự phát triển này, chúng tôi xin trân trọng giới thiệu với các bạn cuốn "Sổ tay lý thuyết cán kim loại".

Trong cuốn sách này trình bày các nguyên lý biến dạng dẻo, lý thuyết biến dạng dẻo, mô tả các cơ tính của các kim loại và các hợp kim khi biến dạng nguội và biến dạng nóng, các tính quy luật biến dạng kim loại khi cán, xác định các lực, các mô men xoắn và công suất máy cán, cũng như sự cân bằng nhiệt của quá trình cán.

Các công thức được đưa ra gồm các công thức lý thuyết và các công thức thực nghiệm, ngoài ra còn trình bày cả các phương pháp tính toán các thông số lực cơ bản của các quá trình cán và các ví dụ tính toán cụ thể. Tư liệu thực tế, cần thiết cho việc tính toán lực các quá trình biến dạng kim loại và hợp kim được trình bày dưới dạng các bảng và các đồ thị.

Cuốn sách thực sự là một cẩm nang quý cho những người làm nghề cán kim loại, là một tư liệu hữu ích cho các sinh viên theo học ngành cơ khí.

MỤC LỤC

Chương 1. CÁC THÀNH PHẦN LÝ THUYẾT DÈO	13
1. Trạng thái ứng suất	14
Các lực và các ứng suất	15
Các ứng suất chính và các ứng suất	
tám mặt, cường độ các ứng suất	17
Bài toán phẳng của thuyết dẻo	18
2. Trạng thái động	21
Các chuyển vị và biến dạng	21
Các tốc độ chuyển vị và biến dạng	25
3. Sự kéo dẻo	26
Biểu đồ kéo	27
Độ ổn định kéo một trục	29
4. Các điều kiện chảy kim loại	30
Điều kiện không đối ứng suất tiếp tuyến	
cực đại	30
Điều kiện không đối năng lượng riêng biến đổi	
hình dạng	32
Các điều kiện chảy các kim loại tăng bền không	
đồng nhất và dị hướng	33
5. Mối liên hệ giữa các ứng suất, các biến dạng	
và các tốc độ biến dạng	34
Trạng thái đàn hồi và dẻo	35
Thế dẻo và sự tản mát năng lượng	37
Kim loại dị hướng	39
Sự cắt tải đàn hồi và các ứng suất dư	40
6. Sự uốn dẻo và sự xoắn dẻo	41
Sự uốn ngang thuần túy	41
Sự uốn dọc đàn hồi - dẻo	44
Sự nén dẻo co lệch tâm	45
Sự xoắn dẻo	46

7. Độ ổn định của trạng thái ứng suất hai trục	47
Sự kéo hai trục	48
8. Sự chảy phẳng các kim loại	49
Các phương trình cơ bản	49
Các điều kiện giới hạn cho các ứng suất và các tốc độ	52
Ví dụ dựng các trường các đường trượt và các đường tốc độ	54
Các nghiệm đầy đủ	56
Sự không đồng nhất các cơ tính và sự tăng bền bằng biến dạng	57
Các phương pháp tĩnh và động	58
9. Các ví dụ phân tích các quá trình gia công kim loại bằng áp lực	59

Chương II. CÁC CƠ TÍNH CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ CÁC HỢP KIM

1. Các luận đề cơ bản	75
Các cách xác định và các phương pháp thử nghiệm các cơ tính	75
Các tính chất đàn hồi các kim loại và các hợp kim (E ; G ; μ)	85
Các nguyên nhân phân tán các trị số các cơ tính	85
2. Các cơ tính của các kim loại và các hợp kim gia công áp lực nóng	86
Các yếu tố ảnh hưởng đến các cơ tính khi gia công nóng	86
Các trị số thực nghiệm của sức bền tạm thời σ_B và của độ giãn dài tương đối tùy theo nhiệt độ	89
Các khảo sát thực nghiệm sức bền biến dạng trên các dụng cụ đo độ dẻo	90

Cách xác định sức bền biến dạng bằng phương pháp các hệ số nhiệt - cơ	102
Các công thức thực nghiệm để xác định sức bền biến dạng	105
Các trị số thực nghiệm sức bền biến dạng tùy theo nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng và cách xác định sức bền biến dạng theo phương pháp các hệ số nhiệt cơ	106
Ví dụ tính toán sức bền biến dạng	106
Cách khảo sát sức bền biến dạng bằng phương pháp xoắn	169
3. Các cơ tính của các kim loại và các hợp kim khi gia công áp lực nguội	170
Các công thức thực nghiệm để xác định giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối δ và độ cứng HB	176
Giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối δ và độ ứng HB của các kim loại và các hợp kim trong trạng thái ủ (ở 20°C)	191
Số liệu về việc chuyển đổi các trị số độ cứng HB thành sức bền tạm thời σ_B và giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$	229
Ví dụ tính toán giới hạn chảy quy ước	229

Chương III. CÁC TÍNH QUY LUẬT CHUYỂN ĐỘNG VÀ BIẾN DẠNG KIM LOẠI KHI CÁN 231

1. Định nghĩa quá trình cán	231
2. Trung tâm biến dạng và các thông số của nó	232
3. Các hệ số biến dạng	233
4. Các điều kiện cặp (kẹp) kim loại bằng các trục cán	236
5. Góc trung hòa và các điều kiện chuyển động kim loại cán sau khi cặp	237

6. Sự phân bố các ứng suất và các độ biến dạng theo chiều cao mặt cắt kim loại cán	238
7. Phương trình vi phân các ứng suất tiếp xúc khi biến dạng hai chiều	245
8. Phương trình vi phân các ứng suất tiếp xúc khi biến dạng ba chiều	251
9. Sự phân bố các ứng suất pháp tuyến và tiếp tuyến theo cung cạp	255
10. Sự ảnh hưởng của các vùng ngoài đối với áp suất tiếp xúc	265
11. Vị trí mặt cắt trung hòa	269
12. Độ sớm và độ trễ	270
13. Ảnh hưởng của sức căng đối với độ sớm	273
14. Các ứng suất trên các bề mặt tiếp xúc khi chuyển dịch chúng với các tốc độ khác nhau	276
15. Sự mở rộng và sự phân bố các biến dạng theo chiều rộng kim loại cán	278
16. Ảnh hưởng của độ đàn hồi các trục và giá cán đối với sự biến dạng kim loại khi cán	287
17. Sự phân bố các ứng suất theo chiều rộng kim loại cán, có xét đến độ đàn hồi các trục cán	296
18. Mức độ không đều độ dày dọc và ngang của các dải cán	300
19. Độ ổn định hình dạng vật cán	309
20. Điều chỉnh các kích thước hình học của vật cán	312
21. Các ví dụ tính toán	317
Chương IV. LỰC CÁN	327
1. Các yếu tố ảnh hưởng các lực cán	327
2. Xác định diện tích kim loại cán tiếp xúc với các trục	329
3. Hệ số ma sát khi cán	335
4. Ảnh hưởng của ma sát ngoài đối với lực cán	343

5. Ảnh hưởng của sức căng đối với lực cán	349
6. Ảnh hưởng của chiều rộng kim loại cán đối với lực cán	350
7. Xác định áp suất tiếp xúc khi cán bằng các lỗ khuôn cán	352
8. Các công thức để xác định áp suất tiếp xúc	354
9. Tính các lực khi cán bóng	362
10. Tính các lực khi cán hành tinh	371
11. Hướng các lực tác động lên các trục khi cán	382
12. Hướng các lực tác động lên các trục khi cán hành tinh	11
13. Các ví dụ tính toán	402
 Chương V. MÔMEN VÀ CÔNG SUẤT CÁN	410
1. Các đại lượng cơ bản cấu thành tải trọng bộ dẫn động chính các trục cán	410
2. Xác định mômen cán theo lực cán	411
3. Ảnh hưởng của sự nén đàn hồi các trục và kim loại cán đối với mômen cán	419
4. Xác định mômen cán theo mức tiêu hao năng lượng	422
5. Ảnh hưởng của sức căng hoặc độ dãn đối với mức tiêu hao năng lượng và mômen cán	426
6. Xác định mômen các lực ma sát phụ	429
7. Tải trọng hành trình chạy không	430
8. Các biểu đồ tải trọng tĩnh	431
9. Tải trọng dẫn động ở chế độ làm việc đảo chiều	433
10. Ví dụ tính toán	435
 Chương VI. LÝ THUYẾT CÁN NGANG VÀ CÁN XOẮN ỐC	438
1. Hình học cán ngang và cán xoắn ốc	438
2. Động học cán ngang và cán xoắn ốc	447

3. Trạng thái ứng suất	454
4. Tính các lực và các mômen khi cán ngang và cán xoắn ốc	461
5. Ví dụ tính toán	471
 Chương VII. SỰ CÂN BẰNG NHIỆT CÁC	
QUÁ TRÌNH CÁN	476
1. Đặc điểm các chế độ nhiệt khi cán nóng và cán nguội	476
2. Tính toán nhiệt các máy cán nóng	478
Các cơ sở tính toán	478
Nhiệt độ nung nóng, nhiệt độ cán và nhiệt độ quấn kim loại	480
Tính nhiệt độ vật cán trên các máy cán dải rộng	482
Tính toán nhiệt độ vật cán trên các máy cán thô, cán tấm dày, cán phôi và cán định hình	487
Sự làm nguội liên hợp	
Làm nguội chỉ bên trong	
Làm nguội chỉ bên ngoài	
Ví dụ tính nhiệt độ vật cán trên các máy cán dải rộng	490
Tính toán nhiệt các trục các máy cán nóng tấm ...	494
Ví dụ tính toán nhiệt giá cán của máy cán tấm bán liên tục	501
3. Tính toán nhiệt các máy cán nguội	504
Nguyên tắc tính toán và các giả thiết cơ bản	504
Phương pháp tính toán, các công thức cơ bản và trình tự tính toán	508
Ví dụ tính toán nhiệt máy cán	517
Các hệ số tỏa nhiệt khi cán và cán bóng	522

Chương I

CÁC THÀNH PHẦN LÝ THUYẾT DÈO

Độ dẻo là tính chất của các kim loại tạo được các thay đổi hình dạng đáng kể ở trạng thái rắn mà không phá vỡ tính nguyên khối. Độ dẻo là tính chất cơ bản của các kim loại, được ứng dụng trong các quá trình cán, ép, kéo sợi, rèn và dập. Lý thuyết, đưa ra sự mô tả toán học và các quá trình chảy dẻo và các phương pháp tính toán các thông số cơ bản, quyết định sự tiến triển và các kết quả của các quá trình đó. Khi nghiên cứu sự chảy dẻo kim loại ta thấy xuất hiện các vấn đề liên quan đến sự thay đổi cấu trúc các kim loại gia công. Những vấn đề này được giải đáp bằng vật lý học kim loại và kim loại học, mục đích của những môn học đó là nghiên cứu tính chất các kim loại đã biết và tạo ra các hợp kim mới có các cơ tính và lý tính cần thiết.

Các vấn đề tính toán sự chảy dẻo các kim loại có các đặc tính cơ đã biết đều giải quyết trên cơ sở cơ học các vật thể biến dạng được. Những vấn đề loại này phát sinh khi thiết kế và nghiên cứu các máy cán và các máy khác dùng để gia công áp lực các kim loại. Việc xem xét các thành phần thuyết dẻo ở chương này gói gọn trong cơ học tạo hình dẻo các kim loại.

Việc nghiên cứu sự chảy dẻo kim loại dựa trên các phương trình vi phân xác định sự cân bằng và sự chuyển động các hạt cơ bản của các kim loại. Các phương trình cân bằng và chuyển động các vật thể rắn tuyệt đối, mà được xem xét trong cơ học lý thuyết, là cần thiết, nhưng không đủ cho các vật thể biến dạng được và cấu thành chỉ một phần các điều kiện, mà cần phải thực hiện được trong trường hợp chảy dẻo kim loại. Để cân bằng các vật thể biến dạng, cần phải làm sao cho không chỉ các lực ngoài cân bằng, mà mỗi phần tử nhỏ nhất của các vật thể cũng phải cân bằng cho nên, các phương trình chuyển động, điều kiện cân bằng và các phương trình hoạt động mô tả sự chảy dẻo kim loại là các phương trình vi phân.

Sự chảy dẻo được gây ra bởi tác động của các dụng cụ, truyền lực tới kim loại biến dạng được. Nếu các dụng cụ có các biến dạng đàn hồi nhỏ, như các trục trong quá trình cán chẳng hạn, thì có thể coi là dụng cụ cứng tuyệt đối. Tuy nhiên trong phần lớn các quá trình cán và cán tinh, các biến dạng đàn hồi của dụng cụ và sản phẩm có thể ảnh hưởng đáng kể đến độ chính xác của sản phẩm, nên cần xem xét tới chúng khi tính toán.

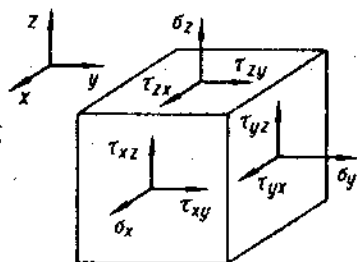
1. TRẠNG THÁI ỨNG SUẤT

Trạng thái ứng suất quyết định đặc điểm chảy dẻo kim loại. Một trong những bài toán cơ bản của lý thuyết dẻo là xác định trạng thái ứng suất và các điều kiện trong các quá trình tạo hình dẻo kim loại. Các khái niệm và các công thức trình bày sau đây đều xoay quanh trạng thái ứng suất, trạng thái cân bằng phải có để thực hiện các tính toán công nghệ các lực và các ứng suất.

Các lực và các ứng suất

Các lực và các ứng suất là những đại lượng cơ bản được xem xét trong lý thuyết dẻo. Lực được đặc trưng bằng đoạn thẳng có định hướng, gọi là vectơ. Có thể định nghĩa vectơ theo đại số, tương tự khái niệm hình học tương đương: vectơ - một tập hợp sắp xếp ba số (hợp phần) thực, những số này khi chuyển từ một hệ tọa độ sang hệ tọa độ khác thì thay đổi theo định luật cosin.

Ứng suất trên mặt ghi cơ bản được xác định bằng vectơ có trị số bằng trị số giữa vectơ lực nhỏ vô cùng và diện tích của mặt đó. Ứng suất tại điểm cần xem xét được đặc trưng bằng tập hợp ba vectơ ứng suất, mà đặt vào ba mặt vuông góc với nhau, đi qua điểm cần xem xét và tạo ra tam diện tọa độ ghi. Vì mỗi vectơ ứng suất có thể được đặt theo 3 hướng song song các trục tọa độ, nên trạng thái ứng suất tại điểm được đặc trưng bằng chín hợp phần – ba ứng suất pháp tuyến



Hình I.1. Các ứng suất đặt vào phần tử biến dạng

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$, và sáu ứng suất tiếp tuyến $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}, \tau_{zy}$, mà khi chuyển từ hệ tọa độ này sang hệ tọa độ khác sẽ thay đổi theo quy luật tích từng cặp cosin. Những đại lượng như vậy gọi là các tenxơ hạng hai. Vectơ là tenxơ hạng một. Những đại lượng mà không thay đổi khi chuyển từ hệ tọa độ này sang hệ tọa độ khác, như nhiệt độ, tỉ trọng là các tenxơ hạng không và được gọi là các lượng vô hướng hoặc các bất biến. Tenxơ ứng suất là một ma trận

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (I.1)$$

Ký hiệu thứ nhất chỉ hướng pháp tuyến tới mặt, ký hiệu thứ hai – hướng trục tọa độ. Các hợp phần của các tenxơ được biểu hiện bằng các đoạn thẳng định hướng theo các trục tọa độ tương ứng.

Trên hình I.1 trình bày phân tử của vật thể biến dạng cùng với các hợp phần tenxơ ứng suất đặt vào nó. Các hợp phần ứng suất kéo được coi là dương, các hợp phần ứng suất nén – là âm. Nếu hướng pháp tuyến ngoài tới mặt cần xem xét trùng với hướng trục tọa độ thì các hướng dương của các hợp phần tiếp tuyến trùng với các hướng dương của các trục tọa độ. Nếu hướng pháp tuyến ngoài ngược hướng trục tọa độ, thì các hướng dương của các hợp phần tiếp tuyến cũng ngược các hướng của các trục tọa độ.

Từ điều kiện cân bằng của phần tử vật thể, nên nhớ rằng các hợp phần ứng suất tiếp tuyến bằng nhau

$$\tau_{ij} = \tau_{ji} \quad (I.2)$$

$$\sigma'_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \sigma_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{pmatrix} \quad (I.3)$$

được gọi là tenxơ lệch, trong đó $\sigma_m = (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)/3$ – ứng suất pháp tuyến trung bình.

Các ứng suất chính và các ứng suất tám mặt, cường độ các ứng suất

Tại bất kỳ điểm nào của vật thể chịu ứng suất có ba mặt vuông góc nhau, chỉ có các ứng suất pháp tuyến đặt vào các mặt này, còn các ứng suất tiếp tuyến bằng không. Các ứng suất pháp tuyến này gọi là các ứng suất pháp tuyến chính và được ký hiệu $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Trên các diện tích, mà chia đôi các góc giữa các ứng suất pháp tuyến chính, các ứng suất tiếp tuyến được chấp nhận trị số cực trị. Các ứng suất cực trị này gọi là các ứng suất tiếp tuyến chính; các trị số của chúng là:

$$\tau_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}; \quad \tau_2 = \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}; \quad \tau_3 = \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2} \quad (I.4)$$

Trong lý thuyết dẻo, các ứng suất trong các mặt phẳng nghiêng như nhau so với các trục chính các ứng suất pháp tuyến, là các ứng suất có ý nghĩa quan trọng. Vì các mặt phẳng này song song các mặt hình bát diện, nên các ứng suất tác động lên chúng được gọi là các ứng suất tám mặt.

Các trị số của ứng suất tám mặt pháp tuyến σ_0 và ứng suất tám mặt tiếp tuyến τ_0 là

$$\sigma_0 = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = \sigma_m \quad (I.5)$$

$$\begin{aligned} \tau_0 &= \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \\ &= \frac{2}{3} \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2} \quad (I.6) \end{aligned}$$

Cùng với ứng suất tám mặt tiếp tuyến, người ta sử

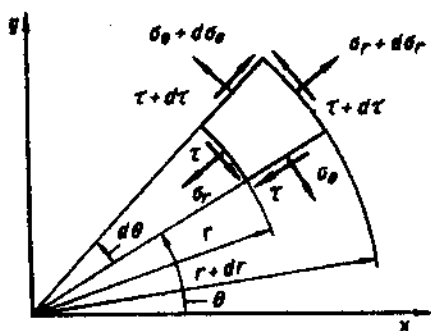
dùng một đại lượng bất biến khác – cường độ ứng suất hoặc ứng suất tương đương σ_e , mà khác với ứng suất tám mặt tiếp tuyến chỉ bởi hệ số không đổi.

$$\sigma_e = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_0 = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (I.7)$$

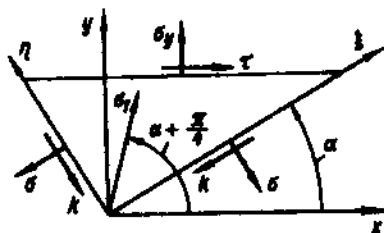
Sử dụng đại lượng này thật là tiện lợi, vì trong những trường hợp kéo đơn giản hay nén, nó bằng trị số ứng suất một trục tương ứng.

Bài toán phẳng của thuyết dẻo

Trong nhiều quá trình tạo hình dẻo quan trọng, sự chảy kim loại diễn ra thế nào đó để những chuyển dịch của nó theo một trong số các hướng là nhỏ. Ví dụ khi cán các tấm mỏng, sự giãn rộng là nhỏ so với sự giãn dài; khi dập khối các phôi dài thì sự giãn dài nhỏ hơn so với sự giãn rộng. Có thể cho rằng trong những trường hợp như vậy, tiết diện các phôi diễn ra sự biến dạng phẳng. Trong



Hình I.2. Các ứng suất trong hệ tọa độ phân cực



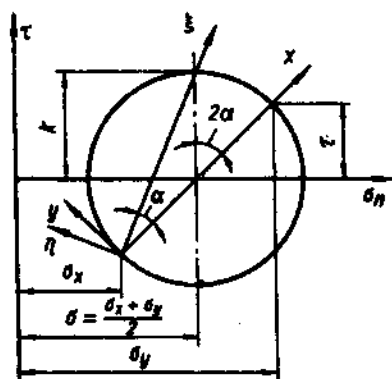
Hình I.3. Sự cân bằng tam giác cơ bản

nhiều quá trình dập tẩm, các ứng suất, mà đặt vào bề mặt phôi, sẽ lập thành các phần nhỏ từ các ứng suất phát sinh trong các tiết diện ngang của các phôi. Điều này cho phép nghĩ rằng trong những trường hợp tương tự sẽ có trạng thái ứng suất phẳng. Các giả thiết về sự biến dạng phẳng hoặc về trạng thái ứng suất phẳng đã đơn giản hóa đáng kể việc nghiên cứu các quá trình tạo hình dẻo.

Căn cứ vào điều kiện liên tục phân bố các ứng suất, có thể tìm được các phương trình vi phân cân bằng sự chảy dẻo trong tọa độ Đêcac

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau}{\partial x} = 0 \quad (\text{I.8})$$

Trên hình I.2 trình bày các ứng suất đặt vào phần tử của vật thể biến dạng, được xem xét trong hệ tọa độ phân cực; các phương trình cân bằng trong hệ tọa độ này có dạng.



Hình I.4. Vòng tròn ứng suất M_0

$$\left. \begin{aligned} r \frac{\partial \sigma_1}{\partial r} + \frac{\partial \tau}{\partial \theta} + \sigma_1 - \sigma_\theta &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + r \frac{\partial \tau}{\partial r} + 2\tau &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{I.9})$$

Trên hình 1.3 trình bày tam giác cơ bản, các cạnh của tam giác trùng với các hướng và ứng suất tiếp tuyến $\tau_1 = k$, còn cạnh huyền trùng với hướng trục x . Dùng ký hiệu ξ chỉ hướng trùng khớp với cạnh, mà trên đó hướng dương k được tìm ra bằng cách xoay pháp tuyến ngoài theo chiều kim đồng hồ. Góc, mà cấu thành hướng ξ với trục x , được ký hiệu bằng α . Hướng, mà cấu thành với ξ hệ thống bên phải; được ký hiệu bằng η . Căn cứ vào điều kiện đối xứng các hướng ξ và η so với hướng chính σ_1 , rút ra được rằng các ứng suất pháp tuyến đặt vào các cạnh tam giác sẽ bằng nhau $\sigma_\xi = \sigma_\eta = \sigma$.

Theo điều kiện cân bằng tam giác cơ bản, ta tìm được

$$\sigma_x = \sigma - k \sin 2\alpha, \sigma_y = \sigma + k \sin 2\alpha, \tau = k \cos 2\alpha \quad (I.10)$$

$$\forall \sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \quad (I.11)$$

nên theo các phương trình (I.10) ta rút ra được

$$(\sigma_n - \sigma)^2 + \tau^2 = k^2 \quad (I.12)$$

trong đó σ_n – một trong số các ứng suất pháp tuyến σ_x hoặc σ_y .

Trong hệ tọa độ (σ_n, τ) , phương trình (I.12) là đường tròn có tâm nằm trên trục σ_n , cách gốc tọa độ một khoảng σ . Hình dựng tương ứng (hình I.4) được gọi là vòng tròn ứng suất M_0 , ở đây chỉ rõ các hướng x, y, ξ và η . Theo hình I.4 ta có

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2\tau} \quad (I.13)$$

2. TRẠNG THÁI ĐỘNG

Sự chảy kim loại, xuất hiện do trạng thái ứng suất, được gây ra bởi tác động của dụng cụ làm biến dạng, là một quá trình phức tạp, để mô tả toán học quá trình này, người ta đưa ra các khái niệm chuyển vị, biến dạng, tốc độ chuyển vị và tốc độ biến dạng. Các khái niệm này đặc trưng cho sự chảy kim loại và kết quả cuối cùng của nó – sự tạo hình dẻo.

Các chuyển vị biến dạng

Sự chuyển vị các điểm của vật thể biến dạng được xác định bằng vectơ chuyển vị có các tọa độ u, v, w , là các hàm tọa độ điểm. Trạng thái biến dạng tại điểm cần xem xét được xác định bằng tenxơ các biến dạng nhỏ:

$$\varepsilon_{ij} = \begin{pmatrix} \varepsilon_x & \frac{\gamma_{xy}}{2} & \frac{\gamma_{xz}}{2} \\ \frac{\gamma_{yx}}{2} & \varepsilon_y & \frac{\gamma_{yz}}{2} \\ \frac{\gamma_{zx}}{2} & \frac{\gamma_{zy}}{2} & \varepsilon_z \end{pmatrix} \quad (\text{I.14})$$

Các thành phần chéo của tenxơ các biến dạng nhỏ bằng các độ giãn dài, còn các thành phần đối xứng - bằng các độ trượt ở các hướng tương ứng các ký hiệu. Các thành phần của tenxơ các biến dạng nhỏ được thể hiện bằng các đạo hàm từ các biến vị theo các tọa độ như sau:

$$\begin{aligned} \varepsilon_x &= \partial u / \partial x; \quad \varepsilon_y = \partial v / \partial y; \quad \varepsilon_z = \partial w / \partial z; \\ \gamma_{xy} &= \partial v / \partial y + \partial v / \partial x; \quad \gamma_{yz} = \partial v / \partial z + \partial w / \partial y; \quad \gamma_{zx} = \partial w / \partial x + \partial u / \partial z \end{aligned} \quad (\text{I.15})$$

Vì các biến dạng nhỏ tạo ra tenxơ, nên các hệ thức tìm được theo cách tương tự trong thuyết ứng suất là đúng đối với chúng.

Tại mỗi điểm của vật biến dạng có ba hướng trục giao lẫn nhau, dọc các hướng này không có các biến dạng trượt. Các biến dạng kéo hoặc nén tương ứng được gọi là các biến dạng nén hoặc kéo chính và ký hiệu là $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$.

Trong các mặt phẳng, mà đi qua một trong số các hướng chính $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ và chia đôi góc vuông giữa hai hướng khác, các độ trượt chính và ký hiệu là $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$.

Các biến dạng trượt chính liên quan với các biến dạng kéo hoặc nén chính bằng các tỉ số

$$\gamma_1 = \varepsilon_1 - \varepsilon_2; \quad \gamma_2 = \varepsilon_2 - \varepsilon_3; \quad \gamma_3 = \varepsilon_3 - \varepsilon_1 \quad (\text{I.16})$$

Cũng giống như đối với các ứng suất, có thể dựng vòng tròn M_0 cho các biến dạng

Các mặt nghiêng đều với các hướng chính $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ gọi là các mặt bất diện. Các biến dạng bất diện kéo ε_0 hoặc trượt γ_1 bằng

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_0 &= (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3)/3 \\ \gamma_0 &= \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \end{aligned} \right\} \quad (\text{I.17})$$

Biến dạng khối

$$\varepsilon = 3\varepsilon_0 = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \quad (\text{I.18})$$

Trong trường hợp các vật không nén được

$$\varepsilon = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (\text{I.19})$$

Thay vì độ trượt bất diện, người ta thường sử dụng một lượng bất biến khác gọi là cường độ biến dạng hoặc biến dạng tương đương. Đại lượng này khác độ trượt bất diện chỉ bởi hệ số không đổi

$$\varepsilon_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \gamma_0 = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (I.20)$$

Trong trường hợp môi trường không nén được, cường độ biến dạng bằng

$$\varepsilon_e = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_1 \varepsilon_2 + \varepsilon_2^2} \quad (I.21)$$

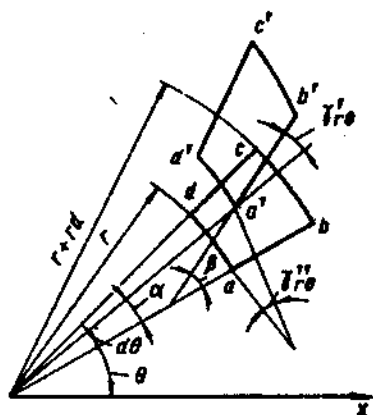
Trong trường hợp kéo một trục và không có khả năng nén

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_2 = \varepsilon_3 = 0,5\varepsilon_1 \\ \text{nếu vậy } \varepsilon_2 = \varepsilon_1 \end{aligned} \right\} \quad (I.22)$$

Khi nghiên cứu các quá trình phẳng đối xứng trục, ta sử dụng hệ tọa độ độc cực (hình I.5). Phần tử abcd do biến dạng phẳng biến thành phần tử a'b'c'd'. Biến dạng ở hướng xuyên tâm được tính như trong các tọa độ Đêcac.

$$\varepsilon_r = \partial u_1 / \partial r \quad (I.23)$$

Biến dạng ở hướng



Hình I.5. Biến dạng của phần tử vật thể trong hệ tọa độ độc cực

tiếp tuyến được xác định bằng các chuyển vị xuyên tâm và tiếp tuyến của phần tử

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{r} \left(u_r + \frac{\partial u_{\theta}}{\partial \theta} \right) \quad (I.24)$$

Biến dạng trượt được xác định bằng biểu thức

$$\gamma_{r\theta} = \frac{\partial u_{\theta}}{\partial r} - \frac{u_{\theta}}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \quad (I.25)$$

Trị số $\frac{u_{\theta}}{r}$ (hình I.5) chỉ mức chuyển vị của phân tử giống như của vật cứng.

Trong vật biến dạng ta tách được hình hộp có các cạnh song song hướng các trục biến dạng chính. Ta sẽ xem xét quá trình thay đổi hình dáng như là một quá trình gồm các quá trình cơ bản, mà trong mỗi số đó đều có các biến dạng nhỏ.

$$d\varepsilon_u = \frac{d(\Delta u)}{\Delta u}; \quad d\varepsilon_v = \frac{d(\Delta v)}{\Delta v}; \quad d\varepsilon_w = \frac{d(\Delta w)}{\Delta w} \quad (I.26)$$

Có thể tìm được tổng biến dạng bằng cách lấy tích phân

$$\varepsilon_u = \ln \frac{\Delta u_2}{\Delta u_1}; \quad \varepsilon_v = \ln \frac{\Delta v_2}{\Delta v_1}; \quad \varepsilon_w = \ln \frac{\Delta w_2}{\Delta w_1} \quad (I.27)$$

Các ký hiệu "1" chỉ trạng thái ban đầu, các ký hiệu "2" chỉ trạng thái biến dạng.

Các thành phần biến dạng, mà được thể hiện bằng các công thức (I.27): gọi là các thành phần loga. Trong

trường hợp vật liệu không nén được, tổng các biến dạng loga bằng không

$$\epsilon_u + \epsilon_v + \epsilon_w = 0 \quad (I.28)$$

Các biến dạng loga không tạo ra tenxơ và chỉ được sử dụng cho các hướng chính. Các công thức trình bày trên đây cho tenxơ các biến dạng nhỏ đã cho phép so sánh sự thay đổi hình dạng cuối cùng của sự thay đổi hình dáng trung gian gần giống nó. Các công thức tính các biến dạng cuối cùng có cấu trúc phức tạp hơn.

Các tốc độ chuyển vị và biến dạng

Không nên lẫn lộn khái niệm tốc độ biến dạng dẻo với các khái niệm tốc độ chuyển vị các phần tử riêng biệt của vật biến dạng và tốc độ chuyển động dụng cụ làm biến dạng.

Trong trường hợp đơn giản nhất, các tốc độ chuyển vị các điểm của vật biến dạng có hướng song song với một đường thẳng, có thể lấy trục x làm đường thẳng này. Có thể xác định tốc độ biến dạng ở hướng này như là giới hạn tỉ số của hiệu các tốc độ hai điểm cạnh nhau và khoảng cách nhỏ nhất giữa hai điểm đó. Biểu thức cho tốc độ biến dạng theo hướng trục x có dạng:

$$s_x = \frac{\partial v_x}{\partial x} = \frac{\partial \epsilon_x}{\partial t} \quad (I.29)$$

Trong trường hợp tổng quát, khi mà tốc độ các điểm của vật biến dạng khác nhau về trị số và hướng, các thành phần tốc độ biến dạng bằng đạo hàm các hợp phần tốc độ chuyển vị theo các tọa độ và tạo ra tenxơ.

$$s_{ij} = \begin{pmatrix} s_x & \frac{s_{xy}}{2} & \frac{s_{xy}}{2} \\ \frac{s_{yz}}{2} & s_y & \frac{s_{yz}}{2} \\ \frac{s_{xz}}{2} & \frac{s_{zy}}{2} & s_z \end{pmatrix} \quad (I.30)$$

trong đó

$$\left. \begin{aligned} s_x &= \frac{\partial v_x}{\partial x}; s_y = \frac{\partial v_y}{\partial y}; s_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}; \\ s_{xy} &= s_{yx} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}; \\ s_{yz} &= s_{zy} = \frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y}; \\ s_{zx} &= s_{xz} = \frac{\partial v_z}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial z}; \end{aligned} \right\} \quad (I.31)$$

Các biểu thức cho các hợp phần tenxơ các tốc độ biến dạng trong hệ tọa độ độc cực ở trường hợp chảy phẳng có dạng

$$\left. \begin{aligned} s_r &= \frac{\partial v_r}{\partial r}; s_\theta = \frac{1}{r} \left(v_r + \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} \right); \\ s_{r\theta} &= \frac{\partial v_\theta}{\partial r} - \frac{v_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} \end{aligned} \right\} \quad (I.32)$$

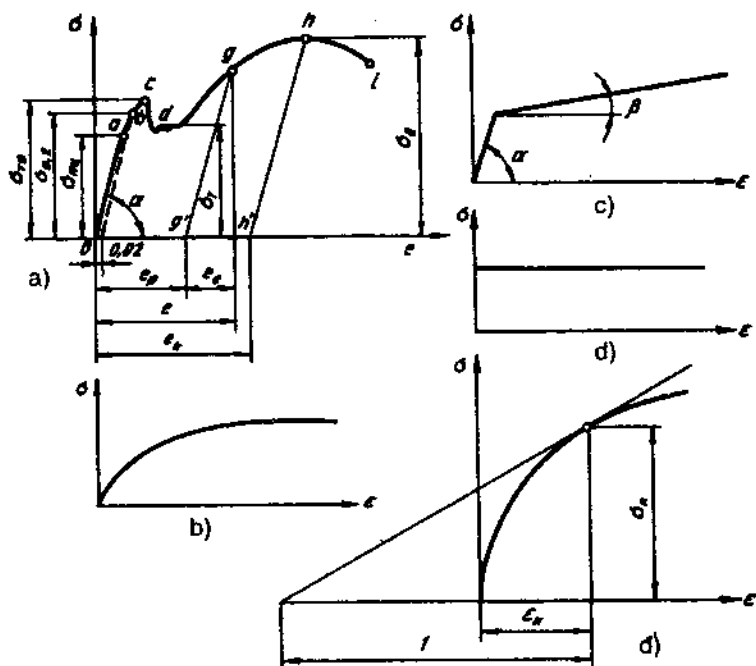
3. SỰ KÉO DẪO

Dạng biến dạng dẻo đơn giản nhất là sự kéo một

trực. Việc nghiên cứu các dạng chảy dẻo phức tạp dựa trên cơ sở so sánh chúng với sự kéo một trục.

Biểu đồ kéo

Khi thử nghiệm nó, ứng suất quy ước σ_0 được xác định bằng tỉ số giữa lực kéo P và diện tích mặt cắt ngang của mẫu không biến dạng f_0 . Vì trong quá trình kéo thì diện tích mặt cắt ngang của mẫu bị thay đổi, nên ứng suất quy ước là đơn vị đo không phải của ứng



Hình 1.6. Các quan hệ phụ thuộc giữa các ứng suất và các biến dạng khi kéo một trục

suất kéo thực, mà là đơn vị đo của lực kéo. Điều này có ý nghĩa cơ học quan trọng trong các vấn đề ổn định sự biến dạng. Biến dạng giãn dài quy ước được xác định theo công thức.

$$e = \Delta l / l_0 \quad (I. 33)$$

ở đây Δl - mức tăng chiều dài mẫu; l_0 - chiều dài ban đầu của mẫu.

Trên hình I.6a, trình bày quan hệ phụ thuộc giữa các ứng suất quy ước và các biến dạng, quan hệ phụ thuộc này đặc trưng cho thép ít cacbon. Trên biểu đồ kéo ta phân biệt các điểm, các đoạn và các đại lượng đặc trưng sau đây:

Oa - đoạn biểu đồ, mà trong các giới hạn của nó mẫu được kéo theo định luật Huc;

a) Điểm tương ứng giới hạn tỉ lệ σ_a , nghĩa là tương ứng suất cực đại, trong các giới hạn của ứng suất này ta chấp nhận định luật Huc;

b) Điểm tương ứng giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$, nghĩa là ứng suất gây ra độ giãn dài dư 0,2%;

c) Điểm tương ứng giới hạn chảy trên σ_{T_0} , nghĩa là ứng suất cực đại, sau ứng suất này, quá trình kéo trở nên không ổn định;

d) Đoạn tương ứng giới hạn chảy vật lý σ_T , nghĩa là ứng suất trung bình cực đại, mà với ứng suất này, sự kéo diễn ra không có sự tăng tải trọng rõ rệt;

h) Điểm tương ứng giới hạn bền, là ứng suất quy ước cực đại phát sinh trong quá trình kéo;

i) Điểm tương ứng sự phá hủy mẫu;

g) Điểm tự chọn trên biểu đồ kéo;

e, e_e, e_p - biến dạng toàn phần, biến dạng đàn hồi, biến dạng dẻo tại điểm tự chọn g trên biểu đồ kéo;

e_k - biến dạng, tương ứng sức bền tạm thời, nghĩa là độ giãn dài đều.

Ứng suất thực (hoặc cường độ ứng suất) σ bằng tỉ số giữa lực kéo P và diện tích thực mặt cắt ngang của mẫu f . Mức tăng toàn phần của mẫu sau khi đứt được gọi là độ giãn dài toàn phần Δl_0 , khi đó biến dạng toàn phần là $e_0 = \Delta l/l_0$.

Trong các khảo sát lý thuyết thường sử dụng các phép lấy xấp xỉ biểu đồ kéo dẻo sau đây:

a) Sự tăng bền theo quan hệ phụ thuộc lũy thừa (hình I.6,b)

$$\sigma = C\varepsilon^n \quad (I.34)$$

trong đó C và n - các hằng số (xác định bằng thực nghiệm khi thử kéo mẫu);

b) Sự tăng bền theo quan hệ phụ thuộc tuyến tính (hình I.6,c) trong vùng đàn hồi tang góc nghiêng của đường $\sigma = b(\varepsilon)$ được xác định bằng môđun đàn hồi ($E = \tan \alpha$), còn trong vùng dẻo - bằng môđun tăng bền không đổi ($D = \tan \beta$);

c) Vật liệu cứng - dẻo không tăng bền, mà được kéo với ứng suất không đổi bằng giới hạn chảy $\sigma_T = \text{const}$ (hình I.6,d)

Độ ổn định kéo một trục

Việc nghiên cứu các quá trình chảy dẻo phức tạp

của kim loại dựa trên cơ sở so sánh các trạng thái ứng suất khác nhau. Các điều kiện chảy cho phép (bằng cách sử dụng các thử nghiệm kéo đơn giản) tìm được các hằng số cơ học và các thông số quyết định sự chảy, dẻo phức tạp các kim loại. Dưới đây trình bày các điều kiện chảy cơ bản, được áp dụng trong các tính toán công nghệ.

Trong quá trình kéo một trục, kim loại chuyển sang trạng thái dẻo khi ứng suất bằng giới hạn chảy. Ở trạng thái ứng suất phức tạp, sự chuyển sang trạng thái dẻo được quyết định bởi tập hợp các ứng suất $f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0$.

Trong hệ tọa độ $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$, các điều kiện chảy là các mặt, mà được dựng trên cơ sở các giả thiết cơ bản đã được kiểm tra bằng thực nghiệm. Các giả thiết này và các phương trình tương ứng các giả thiết được gọi là các điều kiện chảy.

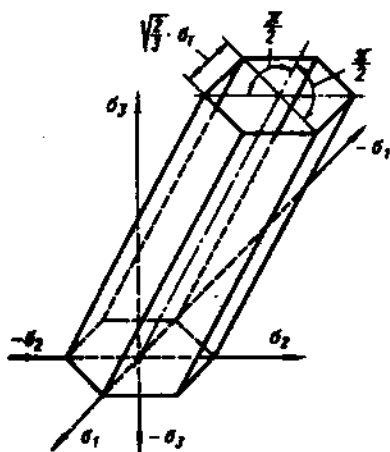
4. CÁC ĐIỀU KIỆN CHẢY KIM LOẠI

Khi nghiên cứu các quá trình tạo hình dẻo các kim loại, người ta thường sử dụng điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại, hoặc điều kiện không đổi năng lượng riêng biến dạng hình dạng.

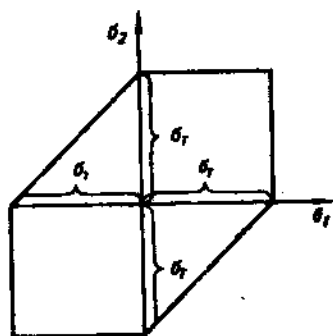
Điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại

Điều kiện này được cấu thành như sau: sự chuyển sang trạng thái chảy diễn ra khi mà ít nhất một trong số các ứng suất tiếp tuyến chính đạt cực đại, được xác định bằng các tính chất của một kim loại cụ thể:

$$\tau_{\max} = k \quad (1.38)$$



Hình I.7. Mặt chầy - điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại



Hình I.8. Đường bao chầy - điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại

Đại lượng k , gọi là hằng số dẻo; được biểu hiện thông qua giới hạn chảy

$$2k = \sigma_T \quad (I.39)$$

Phương trình mặt chầy, tương ứng điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại, có dạng

$$\left. \begin{aligned} |\sigma_1 - \sigma_2| &= 2k = \sigma_T \\ |\sigma_2 - \sigma_3| &\leq 2k = \sigma_T \\ |\sigma_3 - \sigma_1| &\leq 2k = \sigma_T \end{aligned} \right\} \quad (I.40)$$

Trong hệ tọa độ $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ phương trình (I.40) là lăng trụ sáu mặt (hình I.7). Ở trường hợp trạng thái ứng suất phẳng, mặt chầy chuyển thành hình lục giác - đường bao chầy (hình I.8)

Ở trường hợp trạng thái biến dạng phẳng - $\sigma_3 = (\sigma_1 + \sigma_2)/2$ - biểu thức dùng cho điều kiện chảy (I.50) có dạng

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = 2k = \sigma_T \quad (\text{I.41})$$

Khi đó hai điều kiện còn lại (I.40) được thực hiện với dấu không bằng nhau. Trên vòng tròn Mo, điều kiện không đổi các ứng suất tiếp tuyến cực đại được đặc trưng bằng sự không đổi bán kính vòng tròn, bán kính này bằng hằng số dẻo. Đ điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại cho trạng thái biến dạng phẳng, được đưa vào hệ tọa độ Đêcac bất kỳ, có dạng

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau^2 = 4k^2 \quad (\text{I.42})$$

Nếu $\sigma_1\sigma_2 < 0$, điều kiện (I.42) đúng cho cả trạng thái ứng suất phẳng. Điều kiện không đổi ứng suất tiếp tuyến cực đại được gọi là điều kiện chảy Sen-Venam. Điều kiện không đổi năng lượng riêng biến đổi hình dạng.

Điều kiện không đổi năng lượng riêng biến đổi hình dạng

Trên cơ sở điều kiện không đổi năng lượng riêng biến đổi hình dạng mà đặt ra một giả thiết; trạng thái dẻo bắt đầu có khi thể năng biến đổi hình dạng, đưa tới một đơn vị thể tích, đạt tới một trị số nào đó, mà chỉ phụ thuộc vào các tính chất của kim loại biến dạng.

Trong hệ tọa độ $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ điều kiện này được thể hiện bằng phương trình

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2\sigma_T^2 \quad (\text{I.43})$$

và được biểu hiện bằng mặt trụ tròn bán kính $r = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_T$

và có trục nghiêng như nhau với cả ba trục tọa độ

Đối với trạng thái ứng suất phẳng, điều kiện (I.43) có dạng

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \sigma_2 = \sigma_T \quad (\text{I.44})$$

Đối với trạng thái biến dạng phẳng, điều kiện chảy (I.43) có dạng

$$|\sigma_1 - \sigma_2| = 2k = \sigma_T \quad (\text{I.45})$$

còn đối với các trục tọa độ bất kỳ; điều kiện này được xác định theo công thức (I.42), trong đó $k = \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}$.

Trên vòng tròn M_0 , điều kiện chảy (I.42) được đặc trưng bằng bán kính không đổi, bằng hằng số dẻo.

Điều kiện không đổi năng lượng riêng biến đổi hình dạng gọi là điều kiện chảy Mises–Guber.

Điều kiện chảy các kim loại tăng bền không đồng nhất và dị hướng

Nếu kim loại được tăng bền thì giới hạn chảy và mặt chảy tương ứng đều thay đổi. Khi tăng bền đều theo mọi hướng, được gọi là sự tăng bền đẳng hướng; mặt chảy được mở rộng liên tục và đều. Bằng thực nghiệm đã chứng minh được rằng quan hệ phụ thuộc giữa các biến dạng tương đương và các ứng suất không phụ thuộc vào trạng thái ứng suất $\sigma_e = \sigma_e(\epsilon_e)$.

Nếu kim loại không đồng nhất thì giới hạn chảy là hàm tọa độ đã biết.

Điều kiện chảy các kim loại không đồng nhất có dạng $\sigma_{\tau} = \sigma_{\tau}(x, y)$

Khác với các kim loại dị hướng, các cơ tính của các kim loại không đồng nhất tại điểm cần xem xét không phụ thuộc vào hướng.

Sự phụ thuộc các kim loại vào hướng gọi là sự dị hướng. Khi có ba mặt phẳng được giao, sự cân đối các cơ tính kim loại gọi là sự cân đối trục giao. Đường giao nhau của các mặt phẳng đối xứng gọi là các trục đối xứng chính. Sự hiện diện ba trục đối xứng chính là đặc trưng, cụ thể đối với các kim loại tấm. Điều kiện chảy các kim loại dị hướng do Hill đưa ra có dạng

$$F(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2(L\tau_{yz}^2 + M\tau_{zx}^2 + N\tau_{xy}^2) = 1 \quad (I.46)$$

Các hệ số F+N trong biểu thức (I.46) là các đặc điểm trạng thái chảy dị hướng và được xác định bằng thực nghiệm

Đối với kim loại tăng bền đẳng hướng

$$F = G = H = \frac{L}{3} = \frac{M}{3} = \frac{N}{3} \quad (I.47)$$

5. MỐI LIÊN HỆ GIỮA CÁC ỨNG SUẤT, CÁC BIẾN DẠNG VÀ CÁC TỐC ĐỘ BIẾN DẠNG

Trong các quá trình tạo hình dẻo, trạng thái ứng suất phát sinh trong kim loại liên quan tới các biến dạng bằng các tỉ số nhất định. Đặc điểm của các tỉ số này phụ thuộc vào các tính chất và trạng thái kim loại biến dạng. Ví dụ, kim loại có thể là dị hướng và đẳng

hướng. Cũng kim loại đó, nhưng có thể ở trạng thái đàn hồi hoặc ở trạng thái dẻo. Trong các khảo sát thực nghiệm và lý thuyết người ta sử dụng các quan hệ phụ thuộc, liên kết trạng thái ứng suất và trạng thái động của các kim loại.

Trạng thái đàn hồi và dẻo

Theo định luật Huc, đối với trạng thái đàn hồi các kim loại, các hợp phần của các tenxơ lệch các biến dạng và các ứng suất tỉ lệ:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x - \varepsilon_0 &= \frac{1}{2G} (\sigma_x - \sigma); (x, y, z) \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (I.48)$$

trong đó G – môđun trượt;

$$\varepsilon_0 = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z}{3}$$

Ký hiệu (x, y, z) cho biết rằng ba tỉ số còn lại được lập ra bằng cách hoán vị xoay vòng các ký hiệu.

Trong một vài quá trình tạo hình các trục ứng suất và biến dạng chính giữ nguyên hướng của mình, còn các ứng suất thì thay đổi tỉ lệ với một thông số, ví dụ với thời gian hoặc khoảng chuyển dịch dụng cụ làm biến dạng. Quá trình đặt tải như vậy gọi là quá trình tỉ lệ. Trong trường hợp này, theo đề xuất của Genka, các hợp phần tenxơ lệch các ứng suất và các biến dạng liên quan với nhau bằng các tỉ số

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xy}^p &= \frac{\psi}{2G} (\sigma_x - \sigma); (x, y, z) \\ \gamma_{xy}^p &= \frac{\psi}{G} \tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (I.49)$$

trong đó ψ - đại lượng biến đổi; ε_x^p - thành phần biến dạng dẻo

Cụ thể, đối với độ trượt tám mặt

$$\gamma_o = \frac{\psi}{G} \tau_o \quad (I.50)$$

Đại lượng ψ được xác định bằng tỉ số

$$\psi = \frac{\gamma_o}{\tau_o} = \frac{3\varepsilon_e}{\sigma_e} G \quad (I.51)$$

Khi đặt tải gần giống sự đặt tải đơn giản, các đề xuất của Genka được khẳng định bằng các thực nghiệm.

Trong trường hợp chảy kim loại tổng quát hơn, người ta sử dụng các tỉ số giữa các lượng tăng biến dạng và các ứng suất do Sen - Venan đưa ra và được Levi và Mizes khái quát hóa. Các tỉ số này có dạng

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x^p &= d\lambda (\sigma_x - \sigma); (x, y, z) \\ d\gamma_{xy}^p &= 2d\lambda \tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (I.52)$$

Các tỉ số giữa các lượng tăng biến dạng và các ứng suất dùng để tính các biến dạng đàn hồi do Prandtl đề xuất và được Reiss tổng kết.

Thế dẻo và sự tản mát năng lượng

Có thể trình bày các điều kiện chảy dưới dạng $f(\sigma_{ij}, \sigma_e) = Q$, trong đó σ_{ij} - các thành phần ứng suất

Hàm $f(\sigma_{ij}, \sigma_e)$ được gọi là thế dẻo. Căn cứ vào điểm cực trị quy ước của công riêng biến dạng dẻo, ta rút ra được

$$d\epsilon_{ij} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (I.53)$$

Cụ thể, đối với điều kiện Mises - Guber, với $\sigma_t = \sigma_e$
 $f = (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 - 2\sigma_e^2 = 0 \quad (I.54)$

Như vậy

$$d\epsilon_1 = 6d\lambda(\sigma_1 - \sigma) \quad (I.55)$$

Các tỉ số tương tự cũng đúng đối với các lượng tăng biến dạng còn lại

Các tỉ số (I.55) tương tự các tỉ số (I.52) của Levi-Mises.

Như vậy, mức tỉ lệ các tenxơ lệch các lượng tăng biến dạng và ứng suất được rút từ phương trình thế dẻo và điều kiện năng lượng chảy của Mises.

Đối với điều kiện chảy Sen-Venan trong trường hợp biến dạng phẳng (I.42) biểu thức cho thế dẻo có dạng

$$f(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, k) = (\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4(\tau_{xy}^2 - k^2) = 0 \quad (I.56)$$

Biểu thức này cũng đúng đối với trạng thái ứng suất phẳng, với điều kiện $\sigma_1\sigma_2 < 0$. Trong trường hợp này các lượng tăng biến dạng là

$$d\epsilon_x = d\lambda \frac{df}{d\sigma_x} = 2d\lambda(\sigma_x - \sigma_m) \quad (I.57)$$

$$\text{trong đó } \sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2}$$

Trên hình I.9 trình bày mặt chảy L trong không gian σ_{ij} , điểm có bán kính vectơ $\bar{q}(\sigma_{ij}^*)$ và mặt phẳng tiếp tuyến T . Cứ cho rằng do đặt ứng suất phụ $\Delta \bar{q}$, nên điểm $\bar{q}(\sigma_{ij}^*)$ chuyển dịch tới điểm $\bar{q}(\sigma_{ij})$ tương ứng vectơ lượng tăng biến dạng $d\bar{\epsilon}_{ij}$, có hướng theo pháp tuyến tới mặt chảy tại điểm tương ứng. Theo tiên đề Druker, công phụ không âm.

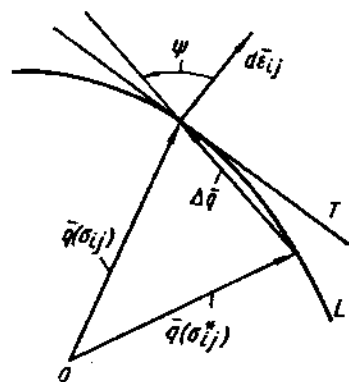
$$\Delta \bar{q} d\bar{\epsilon}_{ij} \geq 0 \quad (I.58)$$

Biết đẳng thức (I.58) cho biết rằng góc ψ giữa các vectơ $\Delta \bar{q}$ và $d\bar{\epsilon}_{ij}$ nhỏ hơn góc vuông. Như vậy mặt chảy nằm ở một phía mặt phẳng tiếp tuyến và là mặt lồi.

Cụ thể trình bày bất đẳng thức (I.58) dưới dạng

$$\bar{q}(\sigma_{ij}) d\bar{\epsilon}_{ij} \geq \bar{q}(\sigma_{ij}^*) d\bar{\epsilon}_{ij} \quad (I.59)$$

Từ bất đẳng thức (I.59) rút ra được rằng sự tăng tản mát năng lượng cho trạng thái ứng suất thực, nghĩa là cho thể dẻo, lớn hơn so với bất kỳ trạng thái ứng suất nào khác, mà đã được điều kiện chảy cho phép.



Hình I.9. Đường bao chảy dạng lồi

Có thể xem xét tiên đề Druker như là tiêu chuẩn ổn định trạng thái vật liệu: từ vật liệu ổn định không thể tạo ra được năng lượng bằng cách đặt các lực phụ. Trong trường hợp tổng quát chỉ tạo được công sinh ra bởi các lực phụ. Tiêu chuẩn ổn định không thuộc các điều kiện ổn định của quá trình tạo hình.

Kim loại dị hướng

Ta ký hiệu các ứng suất chảy của sự kéo một trục dọc các trục dị hướng chính bằng σ_{ex} , σ_{ey} , σ_{ez} .

Theo điều kiện chảy (I.46) ta có

$$(G + H)\sigma_{ex}^2 = (H + F)\sigma_{ey}^2 = (F + G)\sigma_{ez}^2 \quad (I.60)$$

Căn cứ vào phương trình thế dẻo (I.53) và điều kiện chảy (I.46) cho sự đặt tải tỉ lệ ta tìm được

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \lambda[H(\sigma_x - \sigma_y) + G(\sigma_x - \sigma_z)], \\ \varepsilon_y &= \lambda[F(\sigma_y - \sigma_z) + H(\sigma_y - \sigma_x)], \\ \varepsilon_z &= \lambda[G(\sigma_z - \sigma_x) + F(\sigma_z - \sigma_y)]. \end{aligned} \right\} \quad (I.61)$$

Các phương trình (I.60) cho phép bằng cách thực nghiệm xác định được các thông số chỉ rõ tính dị hướng của kim loại. Đặt trục x dọc hướng cán, trục y – ngang hướng cán, trục z vuông góc mặt tấm. Khi kéo một trục, dọc trục x, theo phương trình (I.61) ta tìm được tỉ số khác giữa các biến dạng ngang

$$a = \varepsilon'_y/\varepsilon'_z = H/G \quad (I.62)$$

Khi kéo mẫu thứ hai dọc trục y ta tìm được tỉ số giữa các biến dạng ngang

$$b = \varepsilon''_x/\varepsilon''_z = H/F \quad (I.63)$$

Từ các phương trình (I.60), (I.62), (I.63) ta tìm được các tỉ số các giới hạn chảy theo các hướng các trục dị hướng chính:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_{ex}}{\sigma_{ey}} &= \sqrt{\frac{a(1+b)}{b(1+a)}}; \quad \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ex}} = \sqrt{\frac{b(1+a)}{a+b}}; \\ \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ey}} &= \sqrt{\frac{a(1+b)}{a+b}} \end{aligned} \right\} \quad (I.64)$$

Nếu trong mặt phẳng x,y các tính chất kim loại không phụ thuộc vào hướng, nhưng khác với các tính chất ở hướng trục z, thì kim loại được gọi là kim loại đẳng hướng ngang.

Đối với kim loại đẳng hướng ngang $a = b = c$

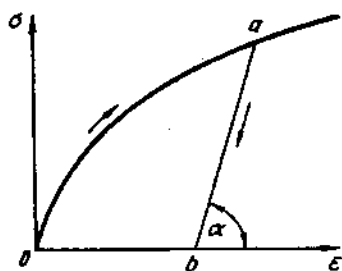
$$\sigma_{ex} = \sigma_{ey}; \quad \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ex}} = \frac{\sigma_{ez}}{\sigma_{ey}} = \sqrt{\frac{1+c}{2}} \quad (I.65)$$

Các tỉ số (I.65) cũng đúng cả đối với vật liệu trục hướng, ở vật liệu này các tính chất cán dọc, cán ngang như nhau. Tính dị hướng kim loại tấm có ảnh hưởng đáng kể tới khả năng dập. Hệ số c lớn thường tương ứng khả năng dập tốt.

Sự cắt tải dàn hồi và các ứng suất dư

Trên hình I.10 trình bày biểu đồ kéo dãn, sự kéo dãn kết thúc tại điểm a bằng cách cắt tải. Đường cắt tải ab – đường thẳng có góc nghiêng a, tang của góc này bằng môđun đàn hồi.

Có thể coi quá trình cắt tải như là sự đặt các tác động dàn hồi bên ngoài – các lực, các mômen, ngược về



Hình 1.10. Biểu đồ kéo và cắt tải

hướng và bằng về các môđun lực, các mômen, và tương ứng trạng thái dẻo. Trong trường hợp biến dạng không đồng nhất thì cách phân bố các ứng suất đặt tải dẻo và cắt tải đàn hồi khác nhau. Do đó sau khi cắt tải sẽ xuất hiện các biến dạng và các ứng suất dư.

Trị số các ứng suất dư bằng hiệu các ứng suất đặt tải dẻo và các ứng suất cắt tải đàn hồi

$$\sigma_{ij}^0 = \sigma_{ij}^p - \sigma_{ij}^e \quad (I.66)$$

Để tính các ứng suất dư, cần phải xác định trạng thái ứng suất dẻo $\sigma_{ij}^p(x, y)$ và tìm các trị số động tác bên ngoài – các lực và các mômen. Sau đó cần xác định trạng thái ứng suất đàn hồi $\sigma_{ij}^e(x, y)$ tương ứng các tác động bên ngoài đã tính. Trạng thái ứng suất dư được tính theo công thức (I.66).

6. SỰ UỐN DẸO VÀ SỰ XOẮN DẸO

Lý thuyết uốn dẻo và xoắn dẻo được áp dụng trong các tính toán các quá trình uốn, nắn, chôn, quấn, lò xo và để xác định các ứng suất dư trong các sản phẩm.

Sự uốn ngang thuần túy

Sự uốn thuần túy được đặc trưng bởi sự không có các lực ngang và được tạo ra chỉ sự bởi mômen uốn.

Đối với quan hệ phụ thuộc lũy thừa (I.34) giữa các ứng suất và các biến dạng $\sigma = C\varepsilon^n$, chỉ số mômen uốn là:

$$M_u = \frac{2^n \sigma_{\max} I_n}{h^n} \quad (I.67)$$

Ở đây $\sigma_{\max}$ – ứng suất trong các thớ ngoài. Trị số I_n bằng

$$I_n = \int_f y^{n+1} df \quad (I.68)$$

ở đây tích phân được lấy theo toàn bộ mặt cắt f của thanh; h – chiều cao mặt cắt thanh.

Đối với mặt cắt hình chữ nhật có chiều cao h và chiều rộng b

$$I_n = \frac{bh^{n+2}}{(2+n)2^{n+1}} \quad (I.69)$$

Trong tr uốn đàn hồi, các trị số I_n và M_n bằng:

$$I_n = \int_f y^2 df = I \quad (I.70)$$

$$M_u = \frac{2\sigma_{\max} I}{h} = \sigma_{\max} W \quad (I.71)$$

trong đó I – mômen quán tính diện tích mặt cắt ngang so với đường trung hòa; W – mômen cản của mặt cắt

$$W = \frac{(2I)}{h} \quad (I.72)$$

Đối với mặt cắt hình chữ nhật có chiều rộng b và chiều cao h

$$W = bh^2/6 \quad (I.73)$$

Đối với mặt cắt tròn có đường kính d

$$W = \pi d^3/32 \quad (I.74)$$

Đối với kim loại dẻo lý tưởng (khi $n = 0$; $\sigma_{\max} = 2k$)

$$I_n = \int_f |y| df = 2S \quad (I.75)$$

trong đó S - mômen tĩnh của nửa diện tích mặt cắt ngang so với đường trung hòa

Trị số mômen uốn cho ksm loại dẻo lý tưởng là

$$M_u = \sigma_T 2S = \sigma_T W_p \quad (I.76)$$

trong đó $W_p = 2S$ (I.77)

Đối với mặt cắt hình chữ nhật có chiều cao h và chiều rộng b

$$W_p = bh^2/4 \quad (I.78)$$

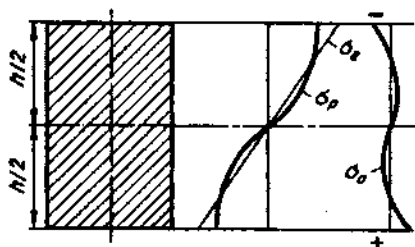
Còn đối với mặt cắt tròn có đường kính d

$$W_p = d^3/6 \quad (I.79)$$

Nếu sau khi uốn đàn hồi – dẻo diễn ra sự cắt tải, thì trong các mặt cắt của thanh xuất hiện các ứng suất dư. Sự phân bố các ứng suất dư được xác định theo công thức (I.66). Trên hình I.11 trình bày sự phân bố các ứng suất dư sau khi uốn dẻo thanh có mặt cắt ngang hình chữ nhật.

Các ứng suất dư xuất hiện trong các sản phẩm trong quá trình chế tạo chúng được cộng đại số với các ứng suất do tải trọng làm việc gây ra. Nếu các dấu của các

ứng suất làm việc và của các ứng suất dư khác nhau, thì các ứng suất tổng cộng sẽ nhỏ hơn các ứng suất làm việc. Điều này được áp dụng, ví dụ, trong sản xuất nhíp, lò xo. Nhờ gia công phun bi, hoặc ép trên máy ép hoặc tạo độ cong phụ cho các tấm riêng biệt mà trong chúng xuất hiện các ứng suất dư có dấu ngược với dấu các ứng suất do tải trọng làm việc gây ra. Kết quả là các ứng suất thực trong các tấm nhíp nhỏ hơn các ứng suất, mà đã được tính theo tải trọng làm việc.



Hình I.11. Sự phân bố các ứng suất uốn đàn hồi - dẻo: σ_p - các ứng suất dẻo; σ_e - ứng suất đàn hồi; σ_o - các ứng suất dư

Sự uốn dọc đàn hồi - dẻo

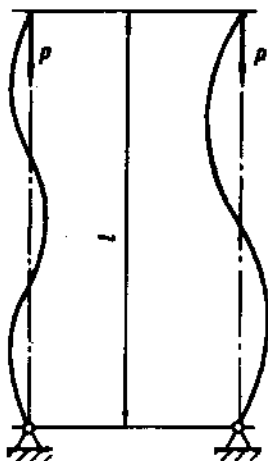
Trên hình I.12 trình bày các sơ đồ uốn dọc đàn hồi dẻo thanh mỏng. Đơn vị đo tăng bền là tang góc nghiêng của tiếp tuyến với đường cong tăng bền

Trị số lực tối hạn, mà với nó sự uốn dọc trở nên không ổn định, là

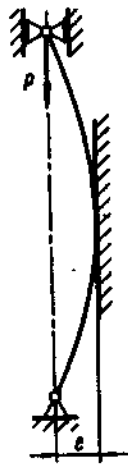
$$P_k = \frac{\pi^2 I}{l^2} E_0 \quad (I.80)$$

trong đó trị số môđun quy đổi (môđun uốn đàn hồi - dẻo) E_0 được xác định bởi T. Karman:

$$E_0 = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad (I.81)$$



Hình I.12. Các sơ đồ uốn dọc đàn hồi - dẻo



Hình I.13. Sơ đồ nén có lệch tâm

ở đây E - môđun đàn hồi; I - mômen quán tính mặt cắt ngang; E_t - môđun tiếp tuyến.

Sự nén dẻo có lệch tâm

Sơ đồ nén có lệch tâm được trình bày trên hình I.13. Tâm sai cực đại của lực được giới hạn bởi trị số e . Với trị số tâm sai e khá nhỏ thì sự chôn thanh trở thành quá trình chiếm ưu thế. Sự uốn ban đầu dần dần bị ngừng lại. Điều kiện ổn định quá trình chôn có dạng

$$e < W_p/f \quad (I.82)$$

trong đó W_p - mômen cản dẻo (theo công thức I.77); f - diện tích mặt cắt của thanh.

Trong trường hợp mặt cắt tròn, sự uốn dọc xuất hiện trong các mặt phẳng khác nhau. Điều kiện ổn định

là làm sao cho hướng lực lệch tâm đi qua bên trong đường tròn có bán kính bằng

$$e_p = W_p/f = 2d/3\pi \quad (I.83)$$

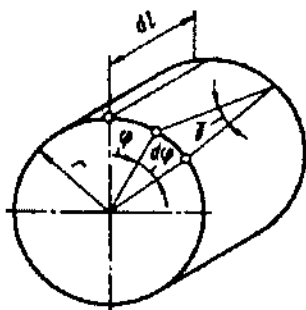
Đường tròn, mà được giới hạn bởi bán kính e_p , gọi là lõi dẻo của mặt cắt. Để các quá trình chôn và tán diễn ra mà không tạo thành các nếp uốn, nên chọn các kích thước các hốc trong của các dụng cụ sao cho thực hiện được điều kiện ổn định (I.82)

Sự xoắn dẻo

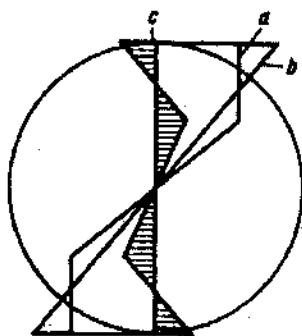
Trên hình I.14 trình bày phần tử có bán kính r và chiều dài dl , được tách ra từ khối trụ có bán kính r_a và chiều dài l . Góc xoắn, mà được đưa tới một đơn vị chiều dài, là

$$\alpha = \frac{d\varphi}{dl} = \frac{\gamma}{r} \quad (I.84)$$

trong đó φ - tọa độ góc; γ - góc trượt



Hình I.14. Sự biến dạng xoắn phần tử vật thể



Hình I.15. Sự phân bố các ứng suất xoắn

Quan hệ phụ thuộc giữa các ứng suất xoắn và các biến dạng trượt đối với kim loại tăng bền có dạng

$$\tau = C\gamma^n \quad (I.85)$$

Trị số mômen xoắn được tính theo đẳng thức các mômen ngoài và trong

$$M_k = \frac{2\pi\tau_a r_a^3}{n+3} \quad (I.86)$$

Khi $n = 1$, trị số mômen xoắn đàn hồi được tính theo công thức (I.86), còn khi $n = 0$ thì tính được trị số mômen xoắn dẻo cho kim loại không tăng bền.

Trên hình I.15 trình bày sự phân bố các ứng suất dẻo đàn hồi và các ứng suất dư cho kim loại dẻo đàn hồi lý tưởng. Các ứng suất xoắn dư xuất hiện, cụ thể, sau khi nén các lò xo xoắn trên máy ép. Khi đặt tải trọng làm việc, các ứng suất thực cực đại nhỏ hơn các ứng suất dư tính toán. Trong tr này có thể xem xét các ứng suất dẻo a trên hình I.15 như là các ứng suất đàn hồi thực, các ứng suất b như là các ứng suất tính toán và các ứng suất c - như là các ứng suất dư.

7. ĐỘ ỔN ĐỊNH CỦA TRẠNG THÁI ỨNG SUẤT HAI TRỤC

Trong các quá trình tạo hình và nắn kim loại tấm, có thể phát sinh các trạng thái không ổn định, dẫn tới sự xuất hiện các biến dạng tập trung không mong muốn. Sự mất khả năng chịu lực của bất kỳ phần tử nào ở một trong số các hướng sẽ dẫn đến sự xuất hiện các biến dạng cục bộ, cho nên các mức mất ổn định được xác định bằng sự đạt tới cực đại và lực đặt vào phần tử của

sản phẩm. Các đường, mà hướng của chúng tại từng điểm trùng với hướng của một trong số các ứng suất pháp tuyến chính, được gọi là các quỹ đạo các ứng suất pháp tuyến chính. Các đường này được chấp nhận là hệ tọa độ cong trực giao u , và trên bề mặt kim loại tấm biến dạng. Dùng σ_u , σ_v , ϵ_u và ϵ_v ký hiệu các ứng suất và các biến dạng chính, ta tìm được tỉ số

$$m = \sigma_v / \sigma_u = (2\epsilon_v + \epsilon_u) / (2\epsilon_u + \epsilon_v) \quad (I.87)$$

Trị số cường độ biến dạng theo công thức (I.21) là

$$\epsilon_e = \frac{2\sqrt{1-m+m^2}}{2-m} \epsilon_u = \frac{2M}{2-m} \epsilon_u \quad (I.88)$$

$$\text{ở đây } M = \sqrt{1-m+m^2} \quad (I.89)$$

Còn cường độ ứng suất theo công thức (I.7) là

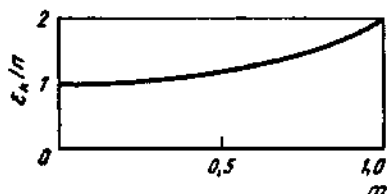
$$\sigma_e = M \sigma_u \quad (I.90)$$

Sự kéo hai trục

Bằng cách làm xấp xỉ quan hệ phụ thuộc giữa các cường độ ứng suất và cường độ biến dạng

$$\sigma_e = C \epsilon_e^n \quad (I.91)$$

ta có thể tìm được trị số tới hạn cực đại cường độ ổn định của biến dạng, mà có thể diễn ra trong các điều kiện kéo hai trục kim loại tấm



$$(\epsilon_e)_k = \frac{2M}{2-m} n \quad (I.92)$$

Hình I.16. Các biến dạng tới hạn của trạng thái ứng suất hai trục

Biến dạng kéo lớn thích ứng bằng $(\epsilon)_k = n$ nghĩa là ở từng hướng, biến dạng tới hạn cũng giống như khi kéo một trục $m = 1$, cường độ tới hạn các biến dạng kéo hai trục lớn gấp đôi so với khi kéo một trục. Biến dạng tới hạn tương ứng theo độ dày khi kéo hai trục là

$$-\epsilon_x = (m + 1)/2M \quad (I.93)$$

và trong trường hợp kéo đều hai trục thì lớn gấp bốn so với khi kéo một trục.

Trên hình I.16 trình bày quan hệ phụ thuộc giữa các biến dạng tới hạn của trạng thái ứng suất hai trục và tỉ số các ứng suất.

8. SỰ CHẢY PHẪNG CÁC KIM LOẠI

Lý thuyết chảy phẳng các kim loại được ứng dụng trong việc tính toán các quá trình tạo hình dẻo khác nhau – cán, dập, ép, kéo sợi.

Khi biến dạng các kim loại trong trạng thái nóng có thể xem nhẹ sự tăng bền dưới dạng. Trong trường hợp các biến dạng lớn, sự tăng bền các kim loại mà biến dạng được ở trạng thái nguội, sẽ chậm lại. Những lý giải này cho phép chấp nhận hằng số kéo kim loại k làm đặc tính cơ trung bình.

Các phương trình cơ bản

Sự chảy dẻo các kim loại được mô tả bằng các phương trình cân bằng (I.8); bằng điều kiện chảy (I.42), bằng các tỉ số giữa các lượng tăng các biến dạng và bằng các ứng suất (I.52) và (I.57) và bằng điều kiện không nén được (I.19). Các phương trình này được biến đổi thành một hệ phương trình

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial x} - 2k \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0, \\ \frac{\partial \sigma}{\partial y} - 2k \left(\sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} - \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0, \\ \frac{\partial v_x}{\partial x} - \frac{\partial v_y}{\partial y} + \operatorname{tg} 2\alpha \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) &= 0, \\ \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (I.94)$$

ở đây $\sigma = (\sigma_x + \sigma_y)/2$; α - góc được cấu thành bởi hướng ξ của ứng suất tiếp tuyến chính và trục x (như trên hình I.3); V_x, V_y - các thành phần tốc độ chảy kim loại tại các điểm x, y .

Việc giải hệ phương trình (I.94) cho ta các trị số các ứng suất và các tốc độ tại bất kỳ điểm nào của mặt cắt cần xem xét thuộc kim loại biến dạng các phương trình này là một hệ phương trình tựa tuyến tính dạng hypebôn. Các hệ này được giải bằng phương trình đặc tuyến.

Bản chất phương trình đặc tuyến như sau. Xác định các đường cong mà hướng của chúng tại mỗi điểm trùng với các hướng ξ và η của các ứng suất tiếp tuyến chính và của các tốc độ trượt chính. Các phương trình các đường cong này, mà gọi là các đặc tuyến, trong mặt phẳng x, y có dạng

$$\left. \begin{aligned} dy/dx &= \operatorname{tg} \alpha \quad \text{họ } \xi; \\ dy/dx &= -\operatorname{ctg} \alpha \quad \text{họ } \eta \end{aligned} \right\} \quad (I.95)$$

Trong mặt phẳng tốc độ, cũng được gọi là mặt phẳng đường mút tia, các đặc tuyến này được thể hiện bằng các phương trình

$$\left. \begin{aligned} \partial v_y / \partial v_x &= -\operatorname{ctg} \alpha \quad \text{họ } \xi; \\ \partial v_y / \partial v_x &= \operatorname{tg} \alpha \quad \text{họ } \eta \end{aligned} \right\} \quad (\text{I.96})$$

Trong trường hợp biến dạng phẳng, các đặc tuyến trùng với các đường trượt phát sinh ở các hướng các độ trượt cực đại. Cho nên thay vì trường đặc tuyến đôi khi người ta sử dụng các thuật ngữ trường các đường trượt.

Từ các phương trình (I.95) và (I.96) rút ra được rằng các đặc tuyến trong các mặt phẳng x, y và V_x, V_y cũng tạo ra các lưới trực giao, mà được chấp nhận là các tọa độ cong. Trong hệ tọa độ này, hệ phương trình phức tạp ban đầu thông qua các đạo hàm riêng chuyển thành các phương trình đơn giản gọi là các tỉ số đặc tuyến

Dọc các đặc tuyến ξ

$$\sigma - 2k\alpha = \text{const}, \quad (\text{I.97})$$

$$dv - v_\eta d\alpha = 0 \quad (\text{I.98})$$

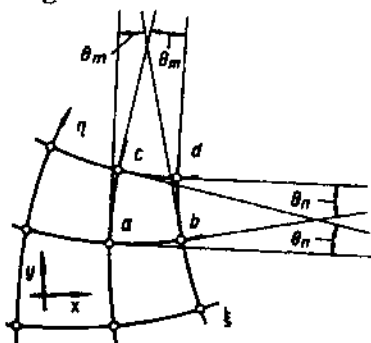
Dọc các đặc tuyến η

$$\sigma + 2k\alpha = \text{const}, \quad (\text{I.99})$$

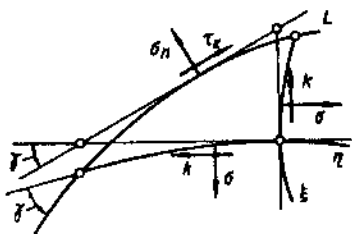
$$dv_\eta + v_\xi d\alpha = 0 \quad (\text{I.100})$$

Trường đặc tuyến che phủ toàn bộ vùng dẻo. Khi đã biết các trị số tốc độ và ứng suất trên các ranh giới vùng dẻo hoặc biết các tỉ số giữa chúng ta có thể xác định các ứng suất và các tốc độ theo toàn bộ vùng theo các công thức (I.97) và (I.98). Để dựng trường đặc tuyến người ta sử dụng các phương pháp phân tích, tính toán và các

phương pháp đồ thị. Trường đặc tuyến có các tính chất hình học đơn giản, làm cho việc dựng trường trở nên dễ dàng.



Hình I.17. Lưới các đường trượt



Hình I.18. Tam giác cong cơ bản tiếp giáp với bề mặt tiếp xúc

các đường trượt của họ khác thay đổi theo các khoảng cách đã đi qua.

Các tâm cong các phần các đường trượt của một họ, mà cắt đường định vị của một họ khác, nằm trên đường thân khai của đường định vị trượt này.

Các điều kiện giới hạn cho các ứng suất và các tốc độ

Trên các ranh giới vùng dẻo ta thường biết hoặc là

Trên hình I.17 trình bày lưới các đường trượt. Các góc θ_n và θ_m cho từng cặp đường trượt là không đổi trên toàn bộ khoảng choán các đường này. Từ tính chất này rút ra được rằng nếu một trong số các đường trượt là đường thẳng thì tất cả các đường còn lại của họ này đều là đường thẳng.

Khi chuyển dịch dọc đường trượt của một họ, các bán kính

các thành phần tiếp tuyến và pháp tuyến hoặc là mối liên hệ giữa chúng tương ứng với các định luật ma sát.

Trên hình I.18 trình bày tam giác cong có cạnh huyền trùng với một phần ranh giới ngoài của vùng dẻo, còn các cạnh - trùng với các đường trượt nằm bên trong vùng dẻo. Căn cứ vào điều kiện cân bằng phần tử mà xác định được trị số ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc

$$\tau_k = k \cos 2\gamma \quad (I.101)$$

trong đó γ - góc nhỏ nhất trong số các góc của tam giác cong.

Từ phương trình (I.101) thấy rõ rằng có thể quy định ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc bằng góc γ .

Thông thường, khi dựng trường các đường trượt, trị số τ_k được xác định bằng hệ số ma sát dẻo

$$f_p = \tau_k / 2k = \cos 2\gamma / 2 \quad (I.102)$$

Trị số các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc được hạn định bởi điều kiện chảy và có thể thay đổi trong các giới hạn $\tau_k = 0 \div k$. Điều này tương ứng các trị số của hệ số ma sát dẻo $f_p = 0 \div 0,5$ và góc $\gamma = (\pi/4) \div 0$.

Khi có các áp suất tiếp xúc lớn, ma sát được xác định chủ yếu bằng hằng số dẻo của kim loại biến dạng hoặc của lớp phủ bề mặt, được phủ để giảm ma sát.

Với các áp suất tương đối nhỏ, có thể tính hệ số ma sát theo định luật Culon

$$f_c = \tau_k / p \quad (I.103)$$

ở đây $p = -\sigma_n$ - áp suất tiếp xúc

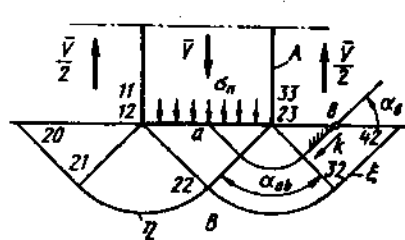
Các điều kiện giới hạn cho các tốc độ được quyết

định bởi điều kiện chảy vòng đường bao dụng cụ làm biến dạng và bởi sự bằng nhau của các dòng kim loại.

Từ các tỉ số đặc trưng (I.98) và (I.100) cho các tốc độ, rút ra được rằng, các tỉ số này không chỉ đáp ứng cho các tốc độ v_ξ và v_η , mà còn cho các tốc độ $v_\xi + C_\xi$. Điều này cho biết rằng, dọc các đặc tuyến có thể lan tỏa các khoảng gián đoạn các tốc độ C_ξ và C_η , trị số không đổi. Chính các đặc tuyến trong trường hợp này được gọi là các đường gián đoạn tốc độ. Trị số các khoảng gián đoạn tốc độ được xác định bằng đẳng thức các dòng vật liệu và được dùng để quy định các điều kiện giới hạn cho các tốc độ.

Ví dụ dựng các trường và các đường trượt và các tốc độ

Trên hình I.19 trình bày trường các đường trượt phát sinh khi đưa chày trơn a vào môi trường dẻo. Sự không có ma sát trên mặt tiếp xúc và các mặt trống do các trường tam giác các đường trượt tiếp giáp với chúng quyết định. Các đường thẳng hội tụ tại các điểm ngoài cùng của mặt tiếp xúc quyết định hai phần trung gian của trường. Ta xem xét các ứng suất tại các điểm a và



Hình I.19. Sự xâm nhập của chày trơn

b trên đường trượt ab. Trên hình I.20 trình bày các vòng tròn M_0 cho các điểm a và b. Bằng các vòng tròn này ta xác định được các ứng suất pháp tuyến trung bình giới hạn tại các điểm tương ứng

$$\sigma_a = \sigma_n + k; \quad \sigma_b = -k \quad (I.104)$$

Đường trượt ab cùng với hướng trục x tạo ra các góc tại điểm a và b: $\alpha_a = -(\pi/4)$, $\alpha_b = \pi/4$.

Từ tỉ số đặc trưng (I.97) ta tìm được

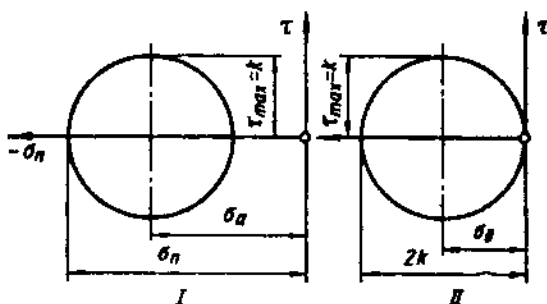
$$\sigma_a - 2k\alpha_a = \sigma_b - 2k\alpha_b \quad (I.105)$$

Áp dụng các điều kiện giới hạn đã trình bày, ta có

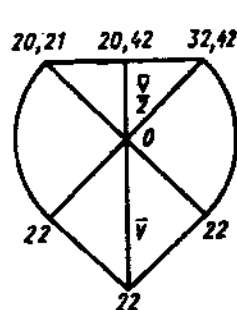
$$\sigma_n = -2kp[1 + (\pi/2)] \quad (I.106)$$

Trên hình I.21 trình bày cách dựng trường tốc độ tương ứng. Toàn bộ vùng cứng B được thể hiện trên đường mút tia bằng điểm. Toàn bộ vùng 12-23-22 được thể hiện bằng vectơ 0-22, bằng tốc độ chuyển động chày $\bar{V}$.

Điểm 22 trong mặt phẳng x, y nằm ở điểm giao nhau các đường gián đoạn tốc độ, những đường này tách phần dẻo ra khỏi phần cứng. Trị số gián đoạn tốc độ



Hình I.10 Các vòng tròn M_0 cho điểm a(I) và điểm b(II)



Hình I.21 Trường tốc độ tương ứng trường các đường trượt đã được trình bày trên hình I.19

được xác định theo điều kiện bằng không của tổng các khoảng gián đoạn tại điểm 22. Từ các điểm 0 và 22 ta kẻ các đường 0-22 và 22-22 song song các khoảng gián đoạn cho đến khi cắt nhau tại các điểm 22. Vì dọc các đường trượt 21-22-32 trị số gián đoạn là không đổi và song song đường này, nên trên đường mút tia nó được thể hiện dưới dạng các đường tròn 22-32 và 22-21. Các vùng 33-32-42 và 11-20-21 chuyển dịch về phía ngược lại chuyển động chày, với tốc độ $\bar{V}/2$.

Các nghiệm đầy đủ

Như đã trình bày, nghiệm hệ bốn phương trình vi phân để tính các ứng suất và các tốc độ (I.94) cho ta sự mô tả đầy đủ về các trạng thái tĩnh và động trong vùng dẻo cần nghiên cứu. Nghiệm đầy đủ của hệ phương trình phải đáp ứng các yêu cầu giới hạn cho các ứng suất và các tốc độ.

Khi suy diễn phương trình thứ ba của hệ (I.94) từ điều kiện thể dẻo ta ước lược được thừa số dương đặc trưng tính trùng hướng các tenxơ lệch các ứng suất và các tốc độ. Cho nên, để tìm được nghiệm đầy đủ, cần phải kiểm tra tính dương của thừa số $\bar{d}$, hoặc, tính dương của sự tản mát năng lượng biến dạng dẻo. Tính âm của sự mất năng lượng cho ta biết rằng đối với các điều kiện giới hạn đã chấp nhận, hệ phương trình vi phân ban đầu (I.94) không có nghiệm. Ví dụ, nếu không thể có điều kiện chảy vòng đường bao dụng cụ thì trong quá trình thực phải xuất hiện các vùng ứng dụng.

Khi giải các bài toán, cần phải thỏa mãn được các điều kiện liên kết với các vùng cứng, cụ thể, phải kiểm tra điều kiện đặc trưng vùng cứng $\tau_{\max} \leq k$.

Điều này được kiểm tra bằng cách tiếp tục đưa nghiệm đã tìm được vào vùng cứng.

Sự không đồng nhất các cơ tính và sự tăng bền bằng biến dạng

Đối với kim loại không đồng nhất, trị số ứng suất tiếp tuyến cực đại phụ thuộc vào tọa độ và bằng $\tau_{\max} = k(x, y)$.

Đối với kim loại không đồng nhất, hai phương trình đầu trên của hệ (I.94) có dạng

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma}{\partial x} - 2k \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} - 2k \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} &= \sin 2\alpha \frac{\partial k}{\partial x} - \cos 2\alpha \frac{\partial k}{\partial y}, \\ \frac{\partial \sigma}{\partial y} - 2k \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + 2k \cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} &= -\cos 2\alpha \frac{\partial k}{\partial x} - \sin 2\alpha \frac{\partial k}{\partial y}. \end{aligned} \right\} \quad (I.107)$$

Các tỉ số đặc trưng cho các phương trình (I.107) có dạng

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \xi} - 2k \frac{\partial \alpha}{\partial \xi} + \frac{\partial k}{\partial \eta} = 0, \quad \frac{\partial \sigma}{\partial \eta} + 2k \frac{\partial \alpha}{\partial \eta} + \frac{\partial k}{\partial \xi} = 0 \quad (I.108)$$

Hai phương trình cuối của hệ (I.94) cho các tốc độ giữ nguyên dạng của mình và áp dụng cho các vật thể không đồng nhất.

Trong một vài quá trình tạo hình dẻo, mô hình dẻo lý tưởng tỏ ra không đạt. Để giải gần đúng, cũng có thể sử dụng hai phương trình đầu tiên của hệ (I.94) để làm xấp xỉ (gần đúng) sơ bộ. Có thể xác định sự phân bố các cường độ biến dạng theo nghiệm của hệ phương trình

này. Căn cứ vào định luật tăng bền $\sigma_e = \sigma_e(\epsilon_e)$ ta có thể tìm được hàm $k = k(x, y)$ và cũng bằng cách đó ta có thể đưa bài toán về sự tăng bền bằng biến dạng trở thành bài toán đơn giản hơn về môi trường không đồng nhất. Việc giải bài toán về môi trường không đồng nhất cho phép xác định thêm một lần nữa hàm, $k = k(x, y)$ và tất nhiên là cho phép kiểm tra sự trùng khớp đạt được.

Các phương pháp tĩnh và động

Các nghiệm đầy đủ của các bài toán phải phù hợp các hệ phương trình cho các ứng suất và các tốc độ, tương ứng các điều kiện giới hạn, điều kiện tính dương của sự tản mát năng lượng và tính đủ khả năng chịu lực của vùng cứng. Có thể tìm được các nghiệm đơn giản hơn bằng các phương pháp tĩnh, trong trường hợp này chỉ giải hệ phương trình cho các ứng suất. Theo định lý đã biết của thuyết dẻo, cách giải tĩnh là sự đánh giá thấp nhất nghiệm thực cho trị số các lực làm biến dạng.

Có thể đạt được sự đơn giản hóa hơn nữa bằng cách đưa một phần tử nhỏ vào nghiên cứu, phần tử này có một cạnh nhỏ vô cùng. Cạnh thứ hai chấp nhận bằng độ dày lớp dẻo, đôi khi cạnh này biến đổi. Phương pháp này cho sự đánh giá khá đạt đối với các lực trong những trường hợp, khi mà một trong số các kích thước là nhỏ so với các kích thước khác. Có thể lấy các bài toán về chôn lớp mỏng và cán tấm mỏng làm ví dụ.

Một phương pháp khác để giải các bài toán chảy dẻo – phương pháp động – bản chất là ở chỗ định ra trường tốc độ, phụ thuộc vào một hoặc vài thông số và

đáp ứng được các điều kiện giới hạn và điều kiện không có khả năng nén. Theo trường độ để xác định công suất biến dạng dẻo. Căn cứ vào điều kiện cực tiểu của công suất năng mà xác định các thông số cụ thể hóa trường tốc độ đã được chấp nhận. Theo định lý đã biết của thuyết dẻo, các phương pháp động cho sự đánh giá cao nhất đối với trị số các lực làm biến dạng. Đôi khi trong việc giải các bài toán chảy dẻo bằng các phương pháp động người ta sử dụng các phương pháp tính biến phân trực tiếp gần đúng. Do đó, đôi khi các phương pháp động được gọi là phương pháp biến phân.

9. CÁC VÍ DỤ PHÂN TÍCH CÁC QUÁ TRÌNH GIA CÔNG KIM LOẠI BẰNG ÁP LỰC

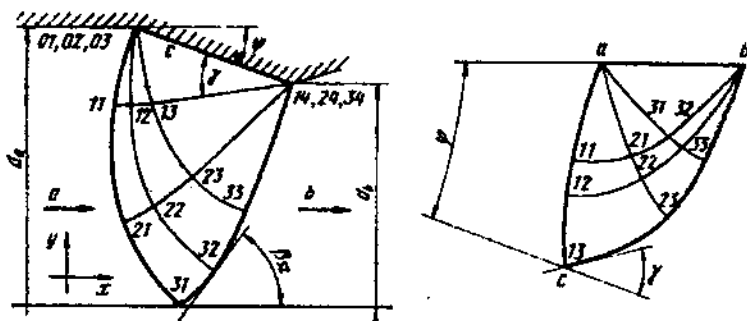
Ví dụ 1. Ép và kéo sợi. Trên hình I.22 trình bày một nửa các trường các đường trượt và các tốc độ cho việc ép kèm tóp nhỏ. Vì có đường bao thẳng nên bài toán được giải bằng phương pháp tĩnh và việc dựng có thể bắt đầu từ mặt phẳng lý học hoặc từ mặt phẳng đường nút kia.

Hệ số ma sát, theo công thức (I.102), liên quan tới ứng suất tiếp xúc tiếp tuyến và góc g .

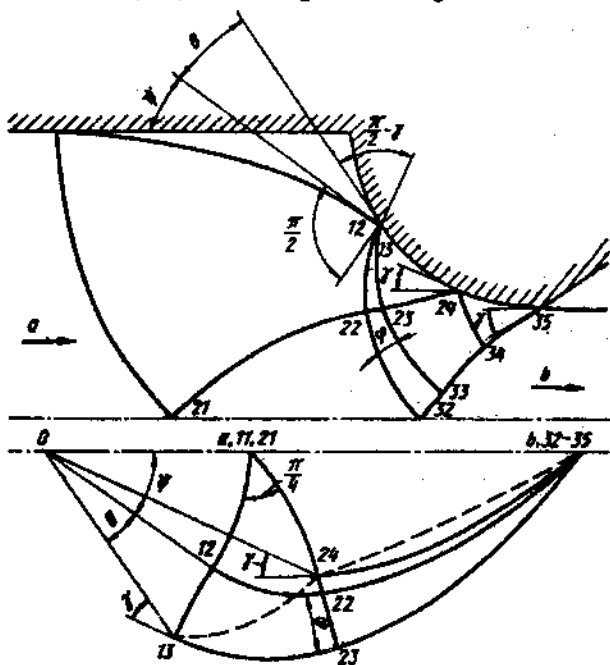
Ứng suất pháp tuyến trung bình tại điểm 31 được xác định theo điều kiện cân bằng từ phía xuất kim loại:

$$\frac{\sigma_{31}}{2k} = \frac{\beta_m(y_{33} - y_{31}) + \beta_{33}(y_{34} - y_{33}) - 0,5(x_{34} - x_{31})}{y_{34} - y_{31}} - \frac{\pi}{4}$$

Trong trường hợp này, ứng suất pháp tuyến tại điểm 31 là ứng suất kéo $(\sigma_x)_{31} > 0$.



Hình 1.22. Trường các đường trượt và các tốc độ cho việc ép trong khuôn cối (cối) có đường bao thẳng.



Hình 1.23. Trường các đường trượt và các tốc độ cho việc ép có tóp lớn trong cối có đường bao cong.

Có thể loại trừ các ứng suất kéo bằng cách tạo ra đối áp ở phía đầu ra. Khi đã biết ứng suất σ_{31} thì có thể xác định các ứng suất tại tất cả các điểm của trường và có thể tìm được lực ép riêng.

Việc dựng trường các đường trượt và các tốc độ không khác với các trường tương ứng cho quá trình kéo sợi. Tạo được các ứng suất và các lực cho quá trình kéo sợi bằng cách đặt ứng suất kéo đều lên toàn bộ trường.

Trên hình I.23 trình bày trường các đường trượt và đường mút tia cho việc ép kèm tóp lớn trong cối có đường bao cong. Trong trường hợp này không phát sinh các ứng suất kéo. Sự hiện diện vùng ứ đọng cứng, mà tiếp giáp với đường gián đoạn 11-21, là không mong muốn, vì bề mặt sản phẩm bị nhám. Có thể khắc phục vùng ứ đọng bằng cách đặt vòng đệm thủy tinh có bôi trơn lên chỗ của nó.

Ví dụ 2. Chuốt các phôi trên máy ép. Trên hình I.24 trình bày các trường các đường trượt và các tốc độ để chuốt hốc trong cối. Việc phân tích các trường đã dựng cho rằng các ứng suất kéo phát sinh tại các điểm 11. Có thể loại trừ chúng bằng cách dùng chày có đai ở phần đầu.

Ví dụ 3. Cán dẹt. Phương trình vi phân cho các ứng suất cán các tấm mỏng do Karman đề xuất. Cách giải phương trình này do A.I Xelicôp đã tìm ra. Tiền đề suy diễn chính của phương trình Xelicop là tình huống mà các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc cho lớp dẻo mỏng không sai lệch nhiều so với các ứng suất pháp tuyến chính. Các công thức của A.I Xelicôp được sử dụng rộng

rãi để tính các lực khi thiết kế các máy cán mới và cải tiến các máy cán hiện có.

Đối với các tấm dày, giả thiết về sự trùng khớp các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc với các ứng suất pháp tuyến chính là không đúng. Do đó bài toán về sự phân bố các ứng suất và các tốc độ cán các dải dày được giải trên cơ sở các lý thuyết hai chiều.

Trên hình I.25 trình bày các trường các đường trượt và các tốc độ cho việc cán tấm có độ dày trình bày.

Ví dụ 4. Rèn quay và cán ngang. Trên hình I.26 trình bày sơ đồ rèn quay và trường hợp các đường trượt tương ứng, còn trên hình I.27 trình bày trường các tốc độ. Các ranh giới các vùng dẻo là các đường gián đoạn tốt độ. Dọc các đường gián đoạn phát sinh các biến dạng trượt đáng kể, dẫn tới sự vùng hình vòng và dẫn tới sự bóc mở nó.

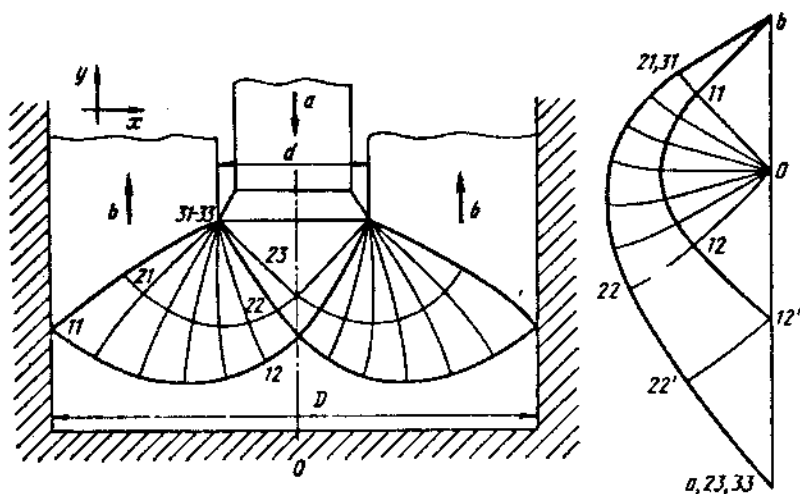
Với một vài thay đổi, cũng có thể sử dụng các trường các đường trượt và các tốc độ trên hình I.26 và I.27 để tính toán cán ngang. Trên hình I.28, vùng tơi được thể hiện bằng đường đứt, vùng này có thể phát sinh khi tóp quay và cán ngang ba trục.

Khi dựng các trường các đường trượt và các tốc độ trong phần lớn các bài toán gia công kim loại bằng áp lực người ta sử dụng các trường được dựng từ hai đường tròn.

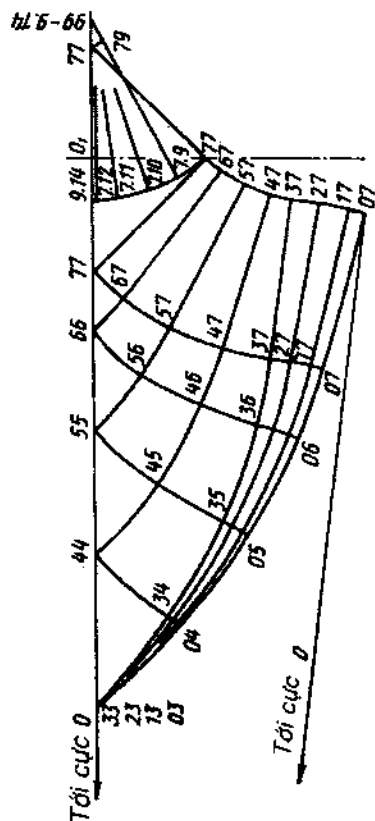
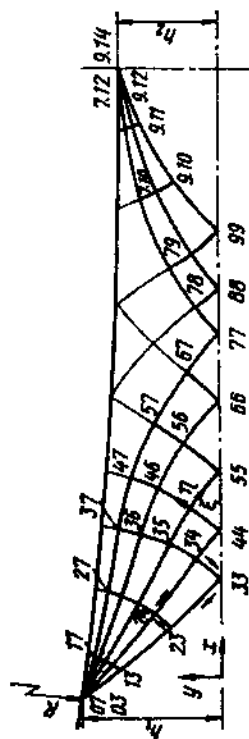
Trong bảng I.1 và trên hình I.29 trình bày các tọa độ các trường tương ứng ấn định cho các điều kiện ma sát tương ứng các tỉ số khác nhau giữa các bán kính của các đường tròn.

Các tính toán các quá trình tạo hình dựa vào các phương trình cơ học cơ bản, mà phổ biến đối với các vật thể biến dạng .

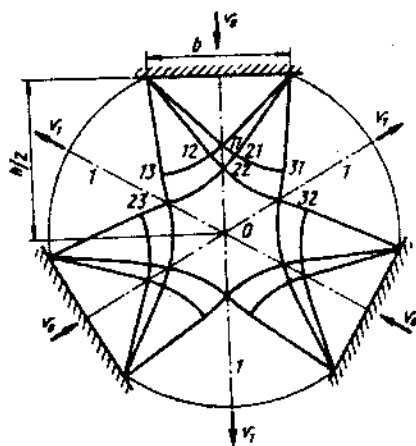
Để khép kín hệ phương trình, nghĩa là để quy về một số lượng tương ứng các phương trình và các đại lượng chưa biết, người ta đưa thêm các tỉ số phụ, mô tả các chất lý học của các vật liệu và trạng thái của chúng.



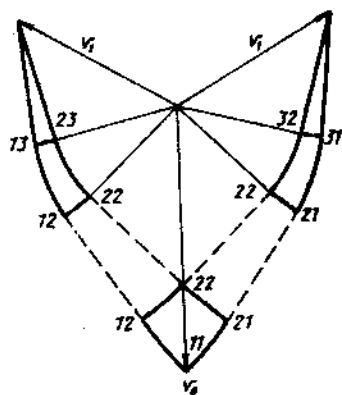
Hình I.24. Các trường các đường trượt và các tốc độ cho việc vuốt trong cối



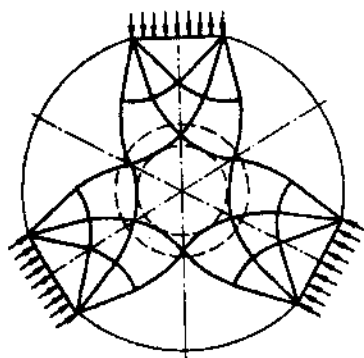
Hình I.25. Trường các đường trượt và các tốc độ cho việc cán các tấm



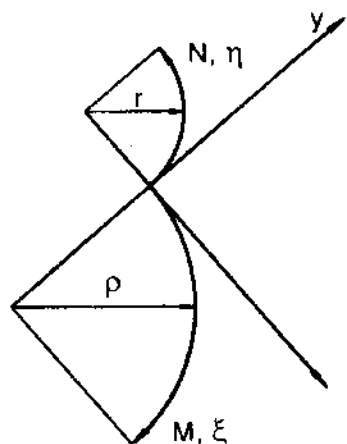
Hình I.26. Trường các đường trượt cho việc tóp quay.



Hình I.27. Trường các tốc độ cho việc tóp quay.



Hình I.28. Vùng tời khi tóp quay và cán quay.



Hình I.29. Sơ đồ tọa độ để dựng các trường các đường trượt theo số liệu trên hai đường tròn.

**BẢNG 1.1. CÁC TỌA ĐỘ TRƯỜNG CÁC ĐƯỜNG TRƯỢT,
ĐƯỢC DỰNG TRÊN HAI ĐƯỜNG TRÒN**

A. Các tọa độ các điểm của đường tròn

η	x	y	η	x	y
$r = 0$			$r = 0,6$		
15			15	-0,02044	0,15529
30			30	-0,08038	0,30000
45			45	-0,17574	0,42426
60			60	-0,30000	0,51962
75			75	-0,44471	0,57956
90			90	-0,60000	0,60000
$r = 0,1$			$r = 0,7$		
15	-0,00341	0,02588	15	-0,02385	0,18117
30	-0,01340	0,05000	30	-0,09378	0,35000
45	-0,02929	0,07071	45	-0,20503	0,49497
60	-0,05000	0,08660	60	-0,35000	0,60522
75	-0,07412	0,09659	75	-0,51883	0,67615
90	-0,10000	0,10000	90	-0,70000	0,70000
$r = 0,2$			$r = 0,8$		
15	-0,00681	0,05176	15	-0,02726	0,20706
30	-0,02679	0,10000	30	-0,10718	0,40000
45	-0,05858	0,14142	45	-0,23431	0,56569
60	-0,10000	0,17321	60	-0,40000	0,69282
75	-0,14824	0,19319	75	-0,59294	0,77274
90	-0,20000	0,20000	90	-0,80000	0,80000
$r = 0,3$			$r = 0,9$		
15	-0,01022	0,07765	15	-0,03067	0,23294
30	-0,04019	0,15000	30	-0,12058	0,45000
45	-0,08787	0,21213	45	-0,26360	0,63640
60	-0,15000	0,25981	60	-0,45000	0,77942
75	-0,22235	0,28978	75	-0,66705	0,86933
90	-0,30000	0,30000	90	-0,90000	0,90000
$r = 0,4$			$r = 1,0$		
15	-0,01363	0,10353	15	-0,3407	0,25882
30	-0,05359	0,20000	30	-0,13397	0,50000
45	-0,11716	0,28284	45	-0,29289	0,70711
60	-0,20000	0,34641	60	-0,50000	0,86603
75	-0,29647	0,38637	75	-0,74118	0,96593
90	-0,40000	0,40000	90	-1,00000	1,00000
$r = 0,5$			$p = 1,0$		
15	-0,01704	0,12941	15	0,25882	-0,03407
30	-0,06699	0,25000	30	0,50000	-0,03397
45	-0,14645	0,35355	45	0,70711	-0,29289
60	-0,25000	0,43301	60	0,86603	-0,50000
75	-0,37059	0,48296	75	0,96593	-0,74118
90	-0,50000	0,50000	90	1,00000	-1,00000

B. Các tọa độ các điểm nút của trường

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
Độ				Độ			
$r/\rho = 0,0$							
15	15	0,26784	0,03486	60	15	1,09762	-0,32118
15	30	0,25840	0,10616	60	30	1,30001	-0,05585
15	45	0,22989	0,17485	60	45	1,44391	0,29426
15	60	0,18304	0,23581	60	60	1,49857	0,71815
15	75	0,11998	0,28412	60	75	1,43462	1,194490
15	90	0,04414	0,31547	60	90	1,22733	1,69143
30	15	0,55392	-0,00323	75	15	1,30906	-0,59754
30	30	0,57344	0,14675	75	30	1,65535	-0,32989
30	45	0,55213	0,30684	75	45	1,96496	0,07642
30	60	0,48600	0,46586	75	60	2,18985	0,62432
30	75	0,37413	0,61123	75	75	2,27685	1,30138
30	90	0,21917	0,72980	75	90	2,17237	2,07708
45	15	0,83807	0,12142	90	15	1,44983	-0,93875
45	30	0,92881	0,09901	90	30	1,95773	-0,72589
45	45	0,96252	0,35933	90	45	2,48034	-0,32160
45	60	0,92431	0,64505	90	60	2,95625	0,30346
45	75	0,80289	0,93652	90	75	3,30788	1,16106
45	90	0,59231	1,20986	90	90	3,44593	2,23841
$r/\rho = 0,1$							
15	15	0,27133	0,06164	60	15	1,12120	-0,30287
15	30	0,25808	0,16155	60	30	1,34660	-0,00725
15	45	0,21775	0,25865	60	45	1,50841	0,38669
15	60	0,15092	0,34557	60	60	1,57039	0,86801
15	75	0,06023	0,41503	60	75	1,49705	1,41347
15	90	-0,04974	0,46046	60	90	1,25767	1,98705
30	15	0,56454	0,02261	75	15	1,33747	-0,58555
30	30	0,58812	0,20409	75	30	1,71647	-0,29248
30	45	0,56203	0,39972	75	45	2,0582	0,15671
30	60	0,48041	0,59586	75	60	2,30930	0,76778
30	75	0,34114	0,77676	75	75	2,40699	1,52907
30	90	0,14658	0,92557	75	90	2,28848	2,40787
45	15	0,85555	-0,09843	90	15	1,48138	-0,93433
45	30	0,95949	0,15422	90	30	2,03071	-0,70397
45	45	0,99845	0,45559	90	45	2,60133	-0,26237
45	60	0,95373	0,78944	90	60	3,12539	0,42620
45	75	0,81054	1,13302	90	75	3,51558	1,37830
45	90	0,56015	1,45789	90	90	3,66977	2,58300

Phần tiếp theo bảng I.1

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
θ°				θ°			
$r/\rho = 0,2$							
15	15	0,27481	0,08843	60	15	1,14478	-0,28457
15	30	0,25775	0,21694	60	30	1,39319	-0,04135
15	45	0,20560	0,34246	60	45	1,57292	0,47912
15	60	0,11881	0,45533	60	60	1,64220	1,01787
15	75	0,00047	0,54593	60	75	1,55948	1,63246
15	90	-0,14361	0,60544	60	90	1,28802	2,28268
30	15	0,57515	0,04845	75	15	1,36589	-0,57355
30	30	0,60279	0,26144	75	30	1,77760	-0,25506
30	45	0,57193	0,49260	75	45	2,15227	0,23700
30	60	0,47483	0,72586	75	60	2,42875	0,91125
30	75	0,30815	0,94230	75	75	2,53713	1,75675
30	90	0,07399	1,12135	75	90	2,40459	2,73866
45	15	0,87304	-0,07544	90	15	1,51289	-0,92991
45	30	0,99018	0,20944	90	30	2,10369	-0,68205
45	45	1,03439	0,55184	90	45	2,72231	-0,20314
45	60	0,98316	0,93383	90	60	3,29454	0,59553
45	75	0,81818	1,32952	90	75	3,72329	1,59553
45	90	0,52799	1,70593	90	90	3,89361	2,92759
$r/\rho = 0,3$							
15	15	0,27830	0,11521	60	15	1,16836	-0,26627
15	30	0,25743	0,27233	60	30	1,43977	-0,08995
15	45	0,19347	0,42627	60	45	1,63742	0,57155
15	60	0,08669	0,56509	60	60	1,71402	1,16773
15	75	-0,05928	0,67684	60	75	1,62191	1,85144
15	90	-0,23748	0,75042	60	90	1,31837	2,57830
30	15	0,58577	0,07429	75	15	1,39430	-0,46673
30	30	0,61747	0,31878	75	30	1,83872	-0,21765
30	45	0,58183	0,58548	75	45	2,24592	0,31729
30	60	0,46924	0,85586	75	60	2,54820	1,05471
30	75	0,27517	1,10783	75	75	2,66727	1,98444
30	90	0,00140	1,31712	75	90	2,52069	3,06945
45	15	0,89052	-0,05245	90	15	1,54447	-0,92550
45	30	1,02086	0,26465	90	30	2,17667	-0,66014
45	45	1,07032	0,64809	90	45	2,84330	-0,14391
45	60	1,01295	1,07822	90	60	3,46368	0,67166
45	75	0,82582	1,52601	90	75	3,93100	1,81277
45	90	0,49583	1,95396	90	90	4,11745	3,27219

Phần tiếp theo bảng I.1

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
Độ				Độ			

r/p = 0,4							
15	15	0,28178	0,14199	60	15	1,19195	-0,24796
15	30	0,25711	0,32773	60	30	1,48636	0,13855
15	45	0,18132	0,51007	60	45	1,70193	0,66398
15	60	0,05457	0,67485	60	60	1,78583	1,31758
15	75	-0,11904	0,80775	60	75	1,68434	2,07243
15	90	-0,33136	0,89540	60	90	1,34871	2,87393
30	15	0,59638	0,10013	75	15	1,42271	-0,54955
30	30	0,63214	0,37613	75	30	1,89984	-0,18024
30	45	0,59173	0,67836	75	45	1,33957	0,39758
30	60	0,46366	0,98587	75	60	2,66764	1,19817
30	75	0,24218	1,27337	75	75	2,79741	2,21212
30	90	-0,07119	1,51290	75	90	2,63680	3,40023
45	15	0,90801	-0,02946	90	15	1,57602	-0,92109
45	30	1,05154	0,31968	90	30	2,24966	-0,63822
45	45	1,10625	0,74434	90	45	2,96428	-0,08468
45	60	1,04201	1,22261	90	60	3,63282	0,79439
45	75	0,83346	1,72251	90	75	4,13871	2,03001
45	90	0,46367	2,20200	90	90	4,34129	3,61678

r/p = 0,5							
15	15	0,28527	0,16878	60	15	1,21553	-0,22966
15	30	0,25678	0,38321	60	30	1,53294	0,18751
15	45	0,16918	0,59388	60	45	1,76643	0,75641
15	60	0,02245	0,78462	60	60	1,85765	1,46744
15	75	-0,17879	0,93865	60	75	1,74678	2,28941
15	90	-0,42523	1,04039	60	90	1,37906	3,16955
30	15	0,60700	0,12597	75	15	1,45112	-0,53755
30	30	0,64682	0,43347	75	30	1,96096	-0,14282
30	45	0,60163	0,77124	75	45	2,43323	0,47787
30	60	0,45807	0,11587	75	60	2,78709	1,34163
30	75	0,20919	1,43890	75	75	2,92755	2,43981
30	90	-0,14378	1,70867	75	90	2,75290	3,73102
45	15	0,92549	-0,00647	90	15	1,60757	-0,91667
45	30	1,08223	0,37508	90	30	2,32264	-0,61630
45	45	1,14219	0,84059	90	45	3,08527	-0,02545
45	60	1,07144	1,36700	90	60	3,80197	0,91713
45	75	0,84111	1,91901	90	75	4,34642	2,24724
45	90	0,43151	2,45003	90	90	4,56513	3,96137

Phần tiếp theo bảng 1.1

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
Độ				Độ			

$r/\rho = 0,6$

15	15	0,28876	0,19556	60	15	1,23911	-0,21135
15	30	0,25646	0,43851	60	30	1,57953	0,23575
15	45	0,15704	0,67769	60	45	1,83094	0,84886
15	60	-0,00967	0,89438	60	60	1,92946	1,61730
15	75	-0,23855	1,06956	60	75	1,80921	2,50840
15	90	-0,51911	1,18537	60	90	1,40941	3,46518
30	15	0,617762	0,15181	75	15	1,47953	-0,52556
30	30	0,66149	0,49081	75	30	2,02209	-0,10541
30	45	0,61154	0,86413	75	45	2,52688	0,55816
30	60	0,45249	1,24587	75	60	2,90654	1,48509
30	75	0,17620	1,60444	75	75	3,05768	2,66749
30	90	-0,21637	1,90444	75	90	2,86901	4,06181
45	15	0,94297	0,01652	90	15	1,63911	-0,91226
45	30	1,11291	0,43029	90	30	2,35962	-0,59439
45	45	1,17812	0,93685	90	45	3,20626	0,003378
45	60	1,10086	1,51140	90	60	3,97111	1,03986
45	75	0,84875	2,11550	90	75	4,55413	2,46448
45	90	0,39935	2,69806	90	90	4,78898	4,30597

$r/\rho = 0,7$

15	15	0,29224	0,22235	60	15	1,26269	-0,19305
15	30	0,25614	0,49390	60	30	1,62612	0,28435
15	45	0,14490	0,76149	60	45	1,89544	0,94128
15	60	-0,04178	0,00414	60	60	1,00128	1,76715
15	75	-0,29830	1,20046	60	75	1,87164	2,72738
15	90	-0,61298	1,33035	60	90	1,43957	3,76080
30	15	0,62823	0,17765	75	15	1,50795	-0,51356
30	30	0,67617	0,54816	75	30	2,08321	-0,06800
30	45	0,62144	0,95701	75	45	2,62053	0,63845
30	60	0,44690	1,37587	75	60	3,02599	1,62855
30	75	0,14321	1,76997	75	75	3,18782	2,89518
30	90	-0,28895	2,10022	75	90	2,98511	4,39260
45	15	0,96046	0,03950	90	15	1,67066	-0,90784
45	30	1,14360	0,48550	90	30	2,46860	-0,57247
45	45	1,21405	1,03310	90	45	3,32724	0,09302
45	60	1,13029	1,65579	90	60	4,14025	1,16259
45	75	0,85639	2,31200	90	75	4,76183	2,68172
45	90	0,36719	2,94610	90	90	5,01282	4,65056

Phần tiếp theo bảng 1.1

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
Độ				Độ			

$r/p = 0,8$							
15	15	0,29573	0,24913	60	15	1,28627	-0,17475
15	30	0,255811	0,54929	60	30	1,67270	0,33295
15	45	0,13275	0,84530	60	45	1,95995	1,03371
15	60	-0,07390	1,11390	60	60	2,07309	1,91701
15	75	-0,35806	1,33137	60	75	1,93407	2,94637
15	90	-0,70685	1,47534	60	90	1,47010	4,05643
30	15	0,63885	0,20349	75	15	1,53636	-0,50156
30	30	0,69084	0,60550	75	30	2,14433	-0,03058
30	45	0,63134	1,04989	75	45	2,71418	0,71874
30	60	0,44132	1,50587	75	60	3,14544	1,77202
30	75	0,11022	1,93551	75	75	3,31796	3,12287
30	90	-0,36154	2,29599	75	90	3,10122	4,72338
45	15	0,97794	0,06249	90	15	1,70221	-0,90343
45	30	1,17428	0,54071	90	30	2,54158	-0,55055
45	45	1,24999	1,12935	90	45	3,44823	-0,15225
45	60	1,15972	1,80018	90	60	4,30939	1,28533
45	75	0,86403	2,50850	90	75	4,9654	2,89896
45	90	0,33503	3,19413	90	90	5,23666	4,99515

$r/p = 0,9$							
15	15	0,29921	0,27591	60	15	1,30985	-0,15644
15	30	0,25549	0,60469	60	30	1,71929	0,38155
15	45	0,12061	0,92911	60	45	2,02445	1,12614
15	60	-0,10602	1,22367	60	60	1,14491	2,06687
15	75	-0,41781	1,46228	60	75	1,99651	3,16535
15	90	-0,80073	1,62032	60	90	1,50044	4,35205
30	15	0,64946	0,22933	75	15	1,56477	-0,48956
30	30	0,70552	0,66285	75	30	2,20545	-0,00683
30	45	0,64124	1,14277	75	45	2,80784	0,79903
30	60	0,43573	1,63587	75	60	3,26489	1,91548
30	75	0,07723	2,10104	75	75	3,44810	3,35055
30	90	-0,43413	2,49176	75	90	3,21733	5,05417
45	15	0,99543	0,08548	90	15	1,73376	-0,89902
45	30	1,20496	0,59593	90	30	2,61456	-0,52864
45	45	1,28592	1,22560	90	45	3,56921	0,21148
45	60	1,18914	1,94457	90	60	4,47854	1,40806
45	75	0,87168	2,70499	90	75	5,17725	3,11619
45	90	0,30287	3,44217	90	90	5,46050	5,33975

Phần tiếp theo bảng I.1

ξ	η	x	y	ξ	η	x	y
Độ				Độ			
r/p = 1,0							
15	15	030270	0,30270	60	15	1,33343	-0,13814
15	30	0,25517	0,66008	60	30	1,76587	0,43015
15	45	0,10847	1,01291	60	45	2,08896	1,21857
15	60	-0,13814	1,33343	60	60	2,21672	2,21672
15	75	-0,47757	159,381	60	75	2,05894	3,38434
15	90	-0,89460	1,76530	60	90	1,53079	4,64786
30	15	0,66008	0,25517	75	15	1,59318	-0,47757
30	30	0,72019	1,72019	75	30	2,26658	0,04424
30	45	0,65114	1,23565	75	45	2,90149	0,87932
30	60	0,43015	1,76587	75	60	3,38434	2,05894
30	75	0,44024	2,26658	75	75	3,57824	3,57824
30	90	-0,5672	2,68754	75	90	3,33343	5,38496
45	15	1,01291	0,10847	90	15	1,76530	-0,89460
45	30	1,23565	0,65114	90	30	2,68754	-0,50672
45	45	1,32185	1,32185	90	45	3,69020	0,27071
45	60	1,21857	2,08896	90	60	4,64768	1,53079
45	75	0,87932	2,90149	90	75	5,38496	1,33343
45	90	0,27071	3,69020	90	90	5,68434	5,68434

Các phương trình này, mô tả bản chất lý học và trạng thái các vật thể biến dạng, là mô hình gần đúng. Mô hình mô tả các vật biến dạng thực càng đầy đủ, hệ phương trình càng phức tạp, và tất nhiên là các ít khả năng giải nó. Thông thường, sự ảnh hưởng của một vài thông số các quá trình tạo hình là không đáng kể so với các thông số khác, nên có thể xem nhẹ chúng mà không gây tổn hại lớn cho kết quả cuối cùng. Điều này dẫn đến sự đơn giản hóa thực sự, cho phép tìm ra nghiệm và đánh giá độ sai lệch tìm được nhờ đơn giản hóa. Việc chọn hợp lý mô hình vật thể biến dạng là giai đoạn quan trọng nhất trong các tính toán các quá trình tạo hình dẻo các kim loại.

Ta chỉ rõ các yếu tố ảnh hưởng tới các quá trình tạo hình dẻo.

Tính chất cơ bản của các kim loại, mà được ứng dụng trong các quá trình tạo hình, là độ dẻo. Ở đầu chương đã đưa ra định nghĩa độ dẻo như là tính chất của các kim loại tạo được các thay đổi hình dáng trong trạng thái cứng mà không phá vỡ tính nguyên khối toàn vẹn. Độ dẻo của các kim loại được quyết định bởi cấu trúc nguyên tử và sự không hoàn thiện không tránh được về cấu trúc. Độ dẻo các kim loại phụ thuộc vào các điều kiện quyết định các quá trình tạo hình, bao gồm trạng thái ứng suất và trạng thái biến dạng, các tốc độ biến dạng, nhiệt độ, độ ổn định các quá trình và sự tản mát năng lượng.

Mức hiện đại của các phương pháp tính toán cho phép tìm được các thông số cơ bản ảnh hưởng đến độ dẻo các kim loại. Đơn vị đo độ dẻo thường là trị số độ giãn dài đều ở trạng thái ứng suất một trục. Cần chú ý rằng khi kéo hai trục, biến dạng tới hạn độ dày kim loại tám lần gấp bốn so với khi kéo một trục, đây có thể coi như ví dụ về sự ảnh hưởng của một trong các yếu tố đối với sự xuất hiện tính dẻo. Cũng được biết rằng, sự tăng áp suất thủy tinh sẽ làm tăng mạnh độ dẻo các kim loại. Nhiệt độ, mà ở đó diễn ra quá trình tạo hình ảnh hưởng đến độ dẻo các kim loại. Các tốc độ chuyển dịch kim loại lớn và các tốc độ biến dạng lớn được áp dụng trong các quá trình tạo hình dẻo hiện đại. Ảnh hưởng của tốc độ biến dạng dẫn đến sự thay đổi các đặc tính cơ học của kim loại, cụ thể, dẫn đến sự tăng giới hạn chảy và sự giảm không đáng kể độ dẻo.

Những thay đổi tốc độ đáng kể của các hạt kim loại khi chuyển từ một điểm trong vùng dẻo đến điểm khác dẫn đến sự phát sinh các lực ma sát, có thể là khá lớn. Sự tăng tốc độ biến dạng dẫn tới sự tăng tương ứng tốc độ tản mát năng lượng và sự gia tăng cục bộ nhiệt độ. Ví dụ, khi ép và cán các hợp kim nhôm, sự gia tăng cục bộ nhiệt độ có thể gây ra những thay đổi không mong muốn các cơ tính của các kim loại được gia công. Khi cán nóng nhanh thép tấm, sự tăng mức tản mát năng lượng có thể dẫn đến sự gia tăng nhiệt độ và sự giảm tương ứng sức bền biến dạng.

Việc tạo ra các quá trình mới có năng suất cao đi kèm với sự tiếp tục phát triển các phần của lý thuyết tạo hình dẻo các kim loại, các bộ phận lý thuyết này đã được giải thích trong chương đã xem xét vừa qua.

Chương II

CÁC CƠ TÍNH CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ CÁC HỢP KIM

1. CÁC LUẬN ĐỀ CƠ BẢN

Các cách xác định và các phương pháp thử nghiệm các cơ tính

Việc xác định các lực và các biến dạng khi gia công nóng và nguội các kim loại bằng áp lực có thể thực hiện được chỉ trong trường hợp khi đã biết các quan hệ phụ thuộc giữa các cơ tính của các vật liệu và thành phần hóa học, cấu trúc, các thông số nhiệt cơ (nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng) v.v...

Các tính chất lý học (cơ học) đặc trưng nhất của các vật liệu là sức bền tạm thời σ_B ; giới hạn chảy σ_T , $\sigma_{0,2}$; sức bền biến dạng σ ; độ giãn dài tương đối δ ; độ co thắt tương đối ψ ; độ dai va đập a_H ; độ cứng theo Brinel HB, theo Rocvell HRC và HRC, theo Shor HV; môđun đàn hồi E; môđun trượt G; hệ số Poaxon μ .

Các phương pháp thử nghiệm các cơ tính của các vật liệu và các hợp kim của chúng ở $20 \pm_{-5}^{+10} \text{ } ^\circ\text{C}$ do tiêu chuẩn 1477 -73 (Nga) quy định, còn ở các nhiệt độ cao đến 1.200°C thì do tiêu chuẩn 9651-73 quy định. Nhưng

tiêu chuẩn quốc gia không quy định sức bền biến dạng σ , tức là cường độ các ứng suất, cần phải có để thực hiện biến dạng dẻo vật liệu trong những điều kiện biến dạng nhiệt cơ đã cho.

Sức bền tạm thời σ_B - ứng suất tương ứng tải trọng cực đại xuất hiện trước khi phá hủy mẫu:

$$\sigma_B = P_{\max}/F_0 \quad (\text{II.1})$$

trong đó $P_{\max}$ - tải trọng cực đại, kgl; F_0 - diện tích ban đầu mặt cắt ngang của mẫu, mm^2 .

Giới hạn chảy (giới hạn vật lý) σ_T - ứng suất cực tiểu, mà với nó mẫu biến dạng nhưng không có sự tăng tải trọng rõ rệt:

$$\sigma_T = P_T/F_0 \quad (\text{II.2})$$

ở đây P_T - tải trọng tương ứng ứng suất này, kgl.

Giới hạn chảy (quy ước) $\sigma_{0,2}$ - ứng suất, mà với nó mẫu bị kéo có độ giãn dài dư 0,2% so với chiều dài tính toán ban đầu:

$$\sigma_{0,2} = P_{0,2}/F_0 \quad (\text{II.3})$$

ở đây $P_{0,2}$ - tải trọng tương ứng ứng suất này, kgl.

Độ giãn dài tương đối sau khi đứt δ_n - tỉ số giữa lượng tăng chiều dài tính toán của mẫu sau khi đứt l_1 và trị số ban đầu của chiều dài l_0 , tính bằng phần trăm.

$$\delta_n = \frac{l_1 - l_0}{l_0} 100\% \quad (\text{II.4})$$

Theo tiêu chuẩn quốc gia (Nga) 1497-73, chiều dài ban đầu của mẫu l_0 , tùy theo tỉ số l_0/F_0 , được lấy gấp 10 ($l_0/\sqrt{F_0} = 11,3$) và gấp 5 ($l_0/\sqrt{F_0} = 5,65$), trong đó việc

sử dụng các mẫu gấp 5 là tốt hơn cả. Tương ứng, ký hiệu n hoặc δ được thay bằng chữ số 5 hoặc 10.

Độ co thắt tương đối ψ của mẫu trụ được xác định bằng cách đo đường kính cực tiểu sau khi đứt d_H ở hai hướng vuông góc nhau. Theo trị số số học trung bình từ các trị số thu được mà tính diện tích mặt cắt ngang F_k . Độ co thắt tương đối sau khi đứt được xác định theo công thức

$$\psi = \frac{(F_o - F_k)}{F_o} 100\% \quad (II.5)$$

Độ dai va đập a_H được xác định bằng công tiêu hao cho sự làm gãy mẫu có khía trên vỏ, công này được đưa tới diện tích làm việc của mặt cắt ngang của mẫu (tại chỗ khía):

$$a_H = A/F \text{ kgl/cm}^2 \quad (II.6)$$

trong đó A - công va đập, tiêu hao cho việc làm gãy mẫu kgs.m; F- diện tích mặt cắt ngang của mẫu tại chỗ khía trước khi thử nghiệm, cm^2 .

Môđun đàn hồi E biểu hiện khả năng của vật liệu chống lại biến dạng đàn hồi. Nên nhớ rằng, trị số môđun đàn hồi ngay của chính một loại vật liệu cũng không phải là cố định, mà biến đổi trong các giới hạn nào đó. Nhưng, trong các tính toán thiết kế có thể xem nhẹ sự khác biệt đó và chấp nhận cho phần lớn các vật liệu chỉ một trị số E cả cho khi kéo lẫn khi nén. Môđun đàn hồi E là hệ số tỉ lệ giữa ứng suất pháp tuyến σ và độ biến dạng tương đối ϵ và được thể hiện bằng quan hệ phụ thuộc.

$$E = \sigma/\epsilon = \operatorname{tg} \alpha \text{ kgl/cm}^2 \quad (\text{II.7})$$

ở đây α - góc nghiêng phần thẳng của biểu đồ kéo $\sigma = f(\epsilon)$ so với trục hoành.

Môđun đàn hồi khi trượt hoặc môđun trượt G là hệ số tỉ lệ giữa các ứng suất tiếp tuyến τ và độ trượt tương đối γ . Được xác định bằng quan hệ phụ thuộc

$$G = \tau/\gamma \text{ kgl/mm}^2 \quad (\text{II.8})$$

Do khi kéo hoặc nén, vật liệu bị cả biến dạng dọc ϵ lẫn biến dạng ngang ϵ_1 , nên tỉ số của chúng có thể được trình bày thông qua hệ số biến dạng ngang, còn được gọi là hệ số Poaxon μ :

$$\mu = \epsilon_1/\epsilon \quad (\text{II.9})$$

Hệ số Poaxon. Cũng giống như các hệ số đàn hồi, là đặc trưng của các tính chất đàn hồi các vật liệu.

Cả ba hằng số đàn hồi vật liệu liên quan với nhau bằng quan hệ phụ thuộc sau đây:

$$G = (E/2)(1 + \mu) \text{ kgl/mm}^2 \quad (\text{II.10})$$

Việc xác định thực nghiệm các môđun đàn hồi được tiến hành bằng các phương pháp tĩnh hoặc động.

Có thể sử dụng các phương pháp tĩnh để xác định các môđun đàn hồi của các kim loại và các hợp kim ở trạng thái nguội và trạng thái nóng với các biến dạng đáng kể.

Các phương pháp động để xác định các môđun đàn hồi cho phép đo với độ chính xác cao hơn với các phương pháp tĩnh ngay cả khi các biến dạng nhỏ. Độ sai lệch đo không quá 1%.

Độ cứng được đo bằng các phương pháp khác nhau - theo Brinel, Rocvell, Vikker Shor. Có thể chia các phương pháp này thành hai nhóm:

1. Các thử nghiệm với tải trọng (tĩnh) tăng chậm - độ cứng theo Brinel, Rocvel và Vikker;
2. Các thử nghiệm với tải trọng động - độ cứng theo Shor

Độ cứng theo các phương pháp nhóm thứ nhất được xác định độ sâu xâm nhập vào vật liệu thử nghiệm của bi thép tôi hoặc của bi vonfram, của đầu côn hoặc đầu hình chóp làm bằng kim cương. Khi đó chỉ lưu ý biến dạng dẻo. Độ cứng theo phương pháp nhóm thứ hai được đo bằng máy đo độ cứng kiểu xung, chỉ chú ý tới biến dạng đàn hồi.

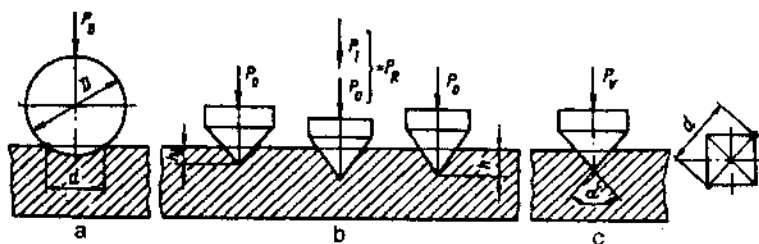
Độ cứng Brinel HB, Rocvell HR và Vikker HV được tính theo các công thức (hình II.1), kgf/mm^2 :

$$\left. \begin{aligned} HB &= \frac{2P_B}{\pi D_B \left(D_B - \sqrt{D_B^2 - d_b^2} \right)}; \\ HR &= \frac{k - (h - h_0)}{C}; \quad HV = 1,8544 \frac{P_V}{d_V^2} \end{aligned} \right\} \quad (\text{II.11})$$

ở đây P_B tải trọng trên bề mặt vật liệu, bằng 15,6 - 3000 kgf; P_V - tải trọng trên đầu hình chóp, bằng 5-100kgf; D_B - đường kính bi, bằng 2,5 - 10mm; d_b - đường kính vết lõm, mm; d_V - trung bình cộng hai đường chéo vết lõm sau khi cất tải trọng, mm; h_0 và h - các khoảng chuyển dịch đầu đo dưới tác động của tải trọng sơ bộ

($P_0 = 10\text{kgf}$) và tải trọng tổng cộng ($P_R = 60, 100$ hoặc 150kgf); k - hằng số, bằng $0,26$ nếu thử bằng bi và bằng $0,2$ nếu thử bằng đầu côn; C - độ ăn sâu của bi hoặc đầu côn tới $0,002\text{ mm}$.

Độ cứng theo Shor HSD được xác định bằng cách thả rơi búa lên vật liệu trong các điều kiện chuẩn hóa và được đo bằng các đơn vị quy ước theo chiều cao nảy lên (bật lên) của búa. Khi thử nghiệm độ cứng theo phương pháp này người ta đo khoảng nảy lên của búa thép có gắn kim cương ở đầu, được thả rơi tự do tới một độ cao cố định. Khi rơi, năng lượng của búa tiêu hao chủ yếu cho công biến dạng đàn hồi tại chỗ va đập và cho sự nâng búa lên sau khi va đập. Vật liệu thử nghiệm càng cứng, công đàn hồi càng nhỏ, và tất nhiên là búa nảy lên một khoảng càng lớn sau khi va đập. Độ cứng theo Shor được đo trong dải $30 - 150$ đơn vị với độ sai lệch do $\pm 15\text{HSD}$, trong đó 100HSD tương ứng độ cứng thép dụng cụ tôi mactenxit.



Hình II.1 Sơ đồ đo độ cứng bề mặt kim loại và hợp kim theo Brinell (a), Rocvell (b), Vickers (c).

Phương pháp Shor được sử dụng nhiều nhất để đo độ cứng các trục cán trong quá trình sản xuất và vận hành chúng. Phương pháp này thuận tiện vì trên bề mặt kiểm tra không có vết thử và có thể tiến hành nhanh và khá đơn giản bằng máy đo độ cứng kiểu xung. Khi đo độ cứng của trục cán, nên chuyển dịch máy sau mỗi lần đo, để búa không rơi lên chỉ một chỗ. Nhược điểm của phương pháp này so với các phương pháp đo khác là độ chính xác không cao.

BẢNG II.1.

MÔĐUN ĐÀN HỒI E, MÔĐUN TRƯỢT G VÀ HỆ SỐ POAXON μ CHO CÁC KIM LOẠI VÀ HỢP KIM Ở 20°C

Kim loại, hợp kim	E, kgf/mm ²	G, kgf/mm ²	μ
Chì và các hợp kim chì	1.400–1.700	700	0,41–0,45
Nhôm và các hợp kim nhôm	6.900–7.500	2.600–2.700	0,32–0,36
Bạc	7.700–8.000	2.900	0,38–0,39
Kẽm	8.100–8.400	3.200	0,21–0,27
Đồng thau	9.000–12.000	3.500–3.700	0,32–0,42
Titan và các hợp kim titan	10.500–12.000	4.000–4.100	0,34
Đồng thanh	10.500–13.000	4.000–4.200	0,32–0,35
Đồng	11.000–13.000	4.000–4.900	0,31–0,34
Vanadi	15.000	—	—
Niobi	8.700–16.000	3.900	0,35
Tantali	17.900–19.200	7.200	0,24
Nikel	20.500–21.000	7.850	0,31
Sắt	21.100–21.700	8.470	0,28
Thép và các hợp kim	17.000–24.500	7.600–8.600	0,24–0,32
Crom	25.000	—	—
Môlipden	30.500–33.200	10.500–12.400	0,32–0,35
Vonfram	39.500–41.500	14.000–16.300	0,26–0,34
Reni	47.000	—	—

BẢNG II.2. MÔĐUN ĐÀN HỒI E CỦA THÉP VÀ HỢP KIM TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Thép, hợp kim	E, kg/mm ² , ở nhiệt độ, °C										
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	
08	20.700	21.100	18.600	15.600	14.400	-	-	-	-	-	
15	20.200	18.700	-	17.000	15.700*	-	-	-	-	-	
20	20.200	18.700	17.900	17.000	16.100	-	-	-	-	-	
25	20.200	20.000	19.500	18.900	16.700	-	-	-	-	-	
30	20.400	20.000	19.500	18.900	-	-	16.700	-	-	-	
35	21.000	20.100	19.000	17.900	17.000	-	-	-	-	-	
40	21.350	21.000	-	20.000	-	-	-	-	-	-	
45	20.400	-	19.500	19.400	17.500	-	-	-	-	-	
50	22.000	21.500	-	20.000	-	18.000	-	-	-	-	
60	20.800	-	21.200	19.300	17.800	-	-	-	-	-	
40X	21.850	21.500	-	20.100	-	-	-	-	-	-	
50I	22.000	21.700	20.800	-	-	19.700	-	-	-	-	
30XM	21.300	-	20.800	20.100	19.200	-	-	-	-	-	
30XTC	19.800	G	17.700	17.200	15.900	-	-	-	-	-	
34XH3M	21.100	20.700	-	19.600	-	-	-	-	-	-	
18X2H4BA	20.400	16.800	14.400	-	14.200	-	-	-	-	-	
08X13	21.200	19.700	19.500	17.300	16.600	-	-	-	-	-	

Phân tiếp theo bảng II.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
12X13	22.100	-	20.970	20.200	19.300	18.300	-	-	-	-
20X13	22.300	21.800	21.200	20.400	19.300	18.400	17.500	-	-	-
30X13	22.300	-	21.400	20.600	19.700	18.500	17.400	-	-	-
40X13	21.800	21.400	20.600	19.800	18.800	17.600	16.300	14.800	14.000	-
08X22H6T	-	-	20.300	20.100	19.300	18.100	-	-	-	-
12X21H5T	19.100	17.700	17.500	17.000	15.700	14.800	14.400	13.400	13.000	-
10X14Γ14H4T	23.090	20.730	19.710	18.800	17.420	16.530	15.440	14.440	14.060	-
12X18H10T	20.200	19.800	19.300	18.500	17.700	16.900	16.000	15.000	-	-
12X18H9T	20.200	19.800	19.300	18.500	17.700	16.900	16.000	15.000	-	-
12X18H12T	20.200	19.800	19.300	18.500	17.000	16.900	16.000	15.000	-	-
40X10C2M	-	21.500	21.100	20.600	20.000	-	-	17.600	14.700	-
36X18H25C2	20.000	-	-	19.100	18.600	17.800	17.100	16.200	15.400	-
20X23H18	20.400	-	-	18.600	18.000	17.300	16.300	15.300	14.400	-
12MX	21.600	21.000	20.450	19.900	19.300	18.250	17.350	16.300	-	-
12X1MΦ	21.300	21.000	20.600	20.100	19.300	18.300	16.900	-	-	-
15X1M1Φ	21.400	20.800	20.100	19.400	18.600	17.700	16.900	16.000	-	-
25X1MΦ	21.700	21.100	20.600	19.800	19.100	18.000	16.700	-	-	-
P2MA	21.600	21.400	21.000	20.500	19.700	18.600	17.100	-	-	-
25X2M1Φ	22.300	21.800	21.300	20.700	20.000	19.200	18.300	17.500	-	-
20X1M1Φ1TP	21.500	21.200	20.800	20.200	19.400	18.300	17.000	15.300	-	-
25X1M1ΦBP	21.700	21.100	20.500	19.600	18.800	18.000	16.700	15.200	-	-
20X3MBΦ	20.500	-	20.400	18.300	17.400	15.600	12.100	12.000	-	-
15X5M	21.500	-	-	-	18.200	14.800	10.400	-	-	-
15X11MΦ	22.800	22.200	21.300	20.500	19.300	18.000	-	-	-	-
1X11B2MΦ	21.200	20.800	20.300	19.500	18.600	17.300	16.400	15.100	-	-
20X11MΦBH	22.800	22.200	21.300	20.500	19.300	18.000	-	-	-	-
15X12BH1MΦ	21.600	-	-	20.000	19.400	18.400	16.600	-	-	-
18X12BMP5ΦP	22.800	-	21.500	20.900	19.500	18.800	17.300	15.500	-	-

Phần tiếp theo bảng II.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
37X12HГ8MΦB	17.400	—	16.000	15.000	14.300	13.600	12.800	11.700	—	—
1X14H14B2M	20.200	—	—	—	—	17.100	16.300	—	—	—
09X14H19B2P	20.750	—	—	—	—	15.000	15.870	15.100	—	—
09X14H19B2PБ1	20.200	19.900	19.300	18.600	17.800	16.900	16.000	15.200	—	—
08X15H24B4TP	22.300	21.500	20.900	20.000	19.100	18.200	17.300	16.500	15.600	—
45X14H14B2M	21.200	20.000	19.400	18.500	17.600	16.900	16.000	15.200	14.400	—
X16H9M2	21.400	20.200	19.200	18.400	17.500	16.700	15.820	15.000	14.100	—
08X16H13M2Б	20.560	20.000	19.140	18.350	17.430	16.500	15.600	14.600	—	—
1X16H14B2P	19.150	18.500	17.700	16.950	16.150	15.400	14.750	13.900	—	—
31X19H9MB5T	20.500	—	—	19.000	18.500	17.900	17.000	16.000	—	—
XH35BT	20.200	19.900	19.400	19.000	18.300	17.700	16.900	16.100	—	—
XH35BTK	20.200	18.800	17.800	—	17.400	16.700	16.200	14.400	—	—
XH35BTЮ	21.850	21.110	20.250	19.900	19.250	18.500	17.300	16.600	15.150	—
XH35BT	21.000	—	19.000	—	18.000	17.000	17.000	16.600	—	—
XH78T	19.500	—	—	—	—	—	14.000	12.000	9.500	—
XH67BMTЮ	21.600	21.200	20.700	20.100	19.600	18.900	18.200	17.300	16.400	14.200**
XH77TЮP	19.800	—	—	—	—	—	16.000	15.500	13.000	—
XH80TБЮ	22.000	22.000	21.500	21.000	20.400	20.000	19.000	18.000	—	—
XH80TБЮA	23.150	—	—	—	—	19.500	18.800	17.900	—	—
XH70BMTЮT	22.600	22.150	21.500	20.900	20.250	19.650	19.000	18.250	—	—
XH70BMTЮ	20.000	—	—	—	—	—	16.500	15.000	14.500	13.000
XH65BMTЮ	22.300	—	21.000	20.500	20.000	19.700	18.700	18.000	16.500	—
XH75BMTЮ	24.500	24.100	23.600	22.900	22.200	21.900	20.800	19.900	19.100	18.200
XH55BMTKЮ	22.200	—	—	—	—	—	—	18.500	17.600	16.600

* Trị số thu được ở 450°C

* Trị số thu được ở 450°C

Các tính chất đàn hồi các kim loại và các hợp kim (E ; G ; μ)

Số liệu về các tính chất đàn hồi của 18 kim loại và hợp kim (E , G , μ) ở nhiệt độ trong nhà (20°C) được trình bày, trong bảng II.1, còn số liệu thực nghiệm mô đun đàn hồi E cho 70 loại thép và hợp kim, thu được trong khoảng nhiệt độ từ 20 đến 1000°C - trong bảng II.2. Có thể sử dụng các số liệu này trong các tính toán độ bền và công nghệ.

Các nguyên nhân phân tán các trị số các cơ tính

Các cơ tính của các kim loại và các hợp kim phụ thuộc chủ yếu vào thành phần hóa học và các chế độ gia công nhiệt cơ đối với chúng. Trong số các nguyên tố hóa học có tro hành phần hóa học của các thép, hàm lượng cacbon ảnh hưởng mạnh tới các tính chất của thép. Cacbon trong thép càng nhiều, độ dẻo của thép càng thấp, độ bền càng cao. Việc đưa các nguyên tố hợp kim hóa vào thành phần các thép và các hợp kim cũng cho phép thay đổi đáng kể các đặc tính của chúng. Các tạp chất có hại (ví dụ S, P) ảnh hưởng xấu đến các cơ tính của các kim loại và các hợp kim. Cho nên một trong những nguyên nhân chính phân tán trị số cơ tính là sự thử nghiệm các mẫu kim loại và hợp kim có hàm lượng các nguyên tố và các hợp chất khác nhau, đã được tiêu chuẩn quốc gia cho phép.

Ngoài ra, sự phân tán các trị số các cơ tính của các kim loại và các hợp kim được quyết định phần nhiều bởi độ chính xác đánh giá các điều kiện nhiệt độ - tốc

độ biến dạng (trong đó có hình thức nhiệt luyện), cũng như kiểu máy để thử nghiệm các mẫu, phương pháp tiến hành thử nghiệm và xử lý số liệu thu được.

2. CÁC CƠ TÍNH CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ CÁC HỢP KIM KHI GIA CÔNG ÁP LỰC NÓNG

Các yếu tố ảnh hưởng đến các cơ tính khi gia công nóng

Các chế độ gia công áp lực nóng các kim loại và các hợp kim được quyết định chủ yếu bởi nhiệt độ, tốc độ và mức biến dạng, mà ảnh hưởng đến các đặc tính cơ học của vật liệu trong quá trình biến dạng. Do đó việc chọn đúng các cơ tính của các kim loại và các hợp kim khi gia công áp lực nóng, cũng như việc xác định các ứng suất trong các chi tiết và trong các kết cấu máy làm việc trong các điều kiện nhiệt độ cao có ý nghĩa to lớn trong thực tế tính toán công nghệ và thiết kế. Trong các tính toán thiết kế, người ta sử dụng rộng rãi các đặc tính cơ học sau đây: sức bền tạm thời σ_B , sức bền biến dạng σ , độ giãn dài tương đối δ , độ cứng HB (theo Brinel), độ dai va đập a_H .

Thành phần hóa học, cấu trúc của kim loại hoặc của hợp kim, nhiệt độ gia công, mức và tốc độ biến dạng có ảnh hưởng đáng kể nhất đối với sự thay đổi các cơ tính trong quá trình biến dạng nóng.

Sự ảnh hưởng của thành phần hóa học tới các tính chất của các kim loại và các hợp kim liên quan tới các biến đổi pha diễn ra ở chúng trong quá trình biến dạng nóng. Tùy theo thành phần hóa học mà nhiệt độ tới hạn phát triển hạt sẽ thay đổi khi nung nóng. Các

thử nghiệm đã xác lập được rằng, hạt ferit bắt đầu phát triển mạnh ở 1.200°C , đối với thép thấp cacbon (0,12%) - ở 1.250°C , còn đối với thép Crom - ở 1.150°C .

Khi xem xét ảnh hưởng của cấu trúc các kim loại và các hợp kim, nên tính đến trạng thái ban đầu của chúng - đúc hoặc đã biến dạng. Thông thường, các kim loại và các hợp kim ở trạng thái đúc có các đặc tính cơ học thấp hơn so với trạng thái đã biến dạng.

Trong quá trình gia công nóng, trong cấu trúc kim loại diễn ra các quá trình biến cứng, và tái kết tinh. Nhiệt độ và mức biến dạng sơ bộ càng cao thì tốc độ tái kết tinh càng cao. Có thể thu được cấu trúc hạt nhỏ đều nếu có được các trị số tương ứng của mức và của chế độ nhiệt độ - tốc độ biến dạng. Trong trường hợp này, kim loại có các đặc tính cơ học cao.

Trong khoảng nhiệt độ gia công áp lực các kim loại $0,7 \div 10T_n$ diễn ra sự khử bền. Nếu tăng nhiệt độ, thì thời gian hãm kim loại để khử bền sẽ giảm. Tốc độ khử bền tăng lên cùng với sự tăng nhiệt độ. Như vậy, nhiệt độ càng cao và tốc độ biến dạng càng nhỏ thì hiệu quả các quá trình khử bền càng lớn.

Sức bền tạm thời σ_B của các kim loại và các hợp kim khác nhau, mà đã được xác định với tốc độ kéo 40 - 50 mm/phút và ở nhiệt độ $T \approx T_n$, có các trị số sau đây: 0,4-0,5 kgl/mm² cho các kim loại tinh khiết, 0,45 - 0,55 kgl/mm² cho các hệ hai pha và nhiều pha và 0,4 - 0,6 kgl/mm² cho các dung dịch rắn. Để xác định sức bền tạm thời σ_B trong phạm vi nhiệt độ $(0,7-1,0)T_n$, X.I. Gukin đã đưa ra công thức

$$\sigma_B = \sigma_B^T [1 + \alpha(0,95T_n - t)] + \frac{\alpha^2(0,95T_n - t)}{2} \quad (\text{II.12})$$

ở đây σ_B^T sức bền tạm thời, kgf/mm^2 , ở nhiệt độ $0,95T_n$ và với tốc độ biến dạng (kéo) 40 - 50 mm/phút; T_n - nhiệt độ nóng chảy hợp kim $^{\circ}\text{C}$; α - hệ số nhiệt độ (đối với các kim loại tinh khiết $\alpha = 0,008$, đối với các hệ một pha và nhiều pha $\alpha = 0,0085$, đối với các dung dịch rắn $\alpha = 0,008 \div 0,012$).

Tốc độ biến dạng - đạo hàm biến dạng tương đối theo thời gian, nghĩa là $U = d\varepsilon/dt$ diện tích, là một trong những thông số quan trọng nhất của quá trình gia công áp lực các kim loại.

Khái niệm tốc độ biến dạng được đưa vào là do cần phải tìm ra các trị số tương đương của mức tăng bền (mức biến dạng) và mức khử bền (thời gian biến dạng), liên quan đến các quá trình tăng bền và khử bền diễn ra trong kim loại khi biến dạng.

Tốc độ biến dạng cho phép so sánh các quá trình biến dạng kim loại được gia công trên các máy cán, máy ép, khuôn dập v.v...

Tốc độ biến dạng trung bình khi cán dọc được xác định theo công thức:

$$U_{cp} = \frac{V_1}{l} \frac{\Delta h}{h_0} \quad (\text{II.13})$$

ở đây V_1 tốc độ xuất kim loại ra khỏi các trục cán, m/s ; l - hình chiếu ngang của cung cấp, m ; h_0 - chiều cao mặt cắt kim loại trước khi đi vào các trục cán, m .

Dưới đây là dải thay đổi tốc độ biến dạng trung bình cho các loại máy cán nóng ($^{\circ}\text{C}^{-1}$)

Các máy cán thô và các máy cán tấm	0,1 - 10
Các máy cán dải rộng	≤ 500
Các máy cán tấm dày	1 - 15
Các máy cán định hình lớn và trung bình ...	0,5 - 250
Các máy cán định hình nhỏ và cán dây	≤ 1000

Khi gia công nóng các kim loại thì nhiệt độ, tốc độ và mức biến dạng cùng một lúc ảnh hưởng đến sức bền biến dạng. Cho nên, các công thức để xác định sức bền biến dạng σ , cần phải tính đến ảnh hưởng của từng yếu tố trong số đó.

Có một loại các công thức về quan hệ phụ thuộc giữa sức bền biến dạng và tốc độ biến dạng. Nhược điểm chính của các công thức này là không có các trị số thực nghiệm của các hệ số trong các công thức, áp dụng cho các kim loại và hợp kim.

Các trị số thực nghiệm của sức bền tạm thời σ_B và của độ giãn dài tương đối δ tùy theo nhiệt độ.

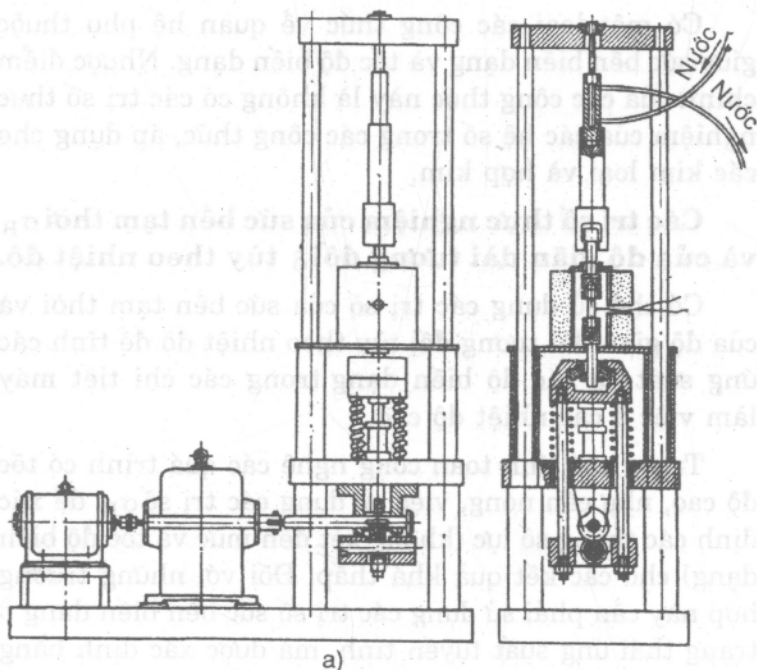
Có thể sử dụng các trị số của sức bền tạm thời và của độ giãn dài tương đối tùy theo nhiệt độ để tính các ứng suất và các độ biến dạng trong các chi tiết máy làm việc ở các nhiệt độ cao.

Trong các tính toán công nghệ các quá trình có tốc độ cao, như cán nóng, việc sử dụng các trị số σ_B để xác định các thông số lực (không xét đến mức và tốc độ biến dạng) cho các kết quả khá thấp. Đối với những trường hợp này cần phải sử dụng các trị số sức bền biến dạng ở trạng thái ứng suất tuyến tính, mà được xác định bằng cách thử nghiệm kéo hoặc nén các mẫu với các thông số nhiệt - cơ tương ứng các quá trình gia công áp lực.

Trong các bảng II.3 - II.7 trình bày các trị số thực nghiệm của sức bền tạm thời σ_B và độ giãn dài tương đối δ tùy theo nhiệt độ cho 122 kim loại khác nhau và các hợp kim của chúng, trong đó có 65 mác thép và hợp kim, 22 hợp kim titan và 35 mác kim loại, hợp kim màu.

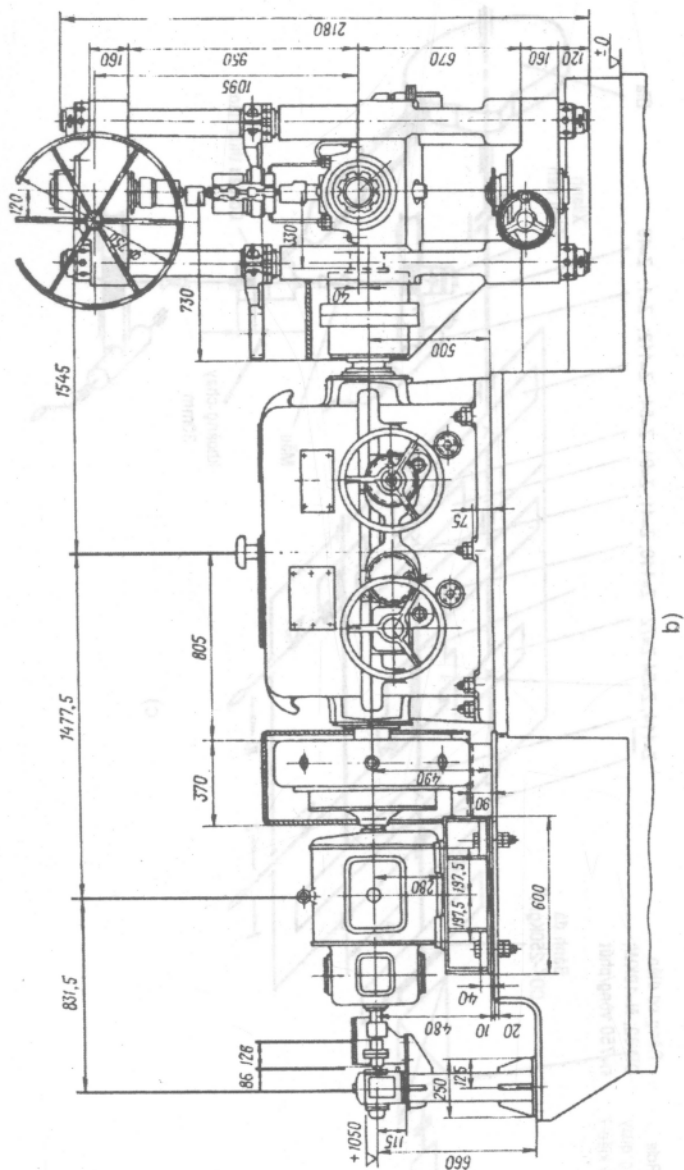
Các khảo sát thực nghiệm sức bền biến dạng trên các dụng cụ đo độ dẻo

Thu được các trị số thực nghiệm sức bền biến dạng các thép và các hợp kim trên các dụng cụ đo độ dẻo kiểu IUUMZ và UZTM (hình II.2), trên đó khi khảo



Hình I.2 Máy để xác định sức bền biến dạng (đo độ dẻo):

a) Kiểu IUUMZ, b) Kiểu UZTM, c) Sơ đồ động



b)

BẢNG II.3. .

SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B (TỈ SỐ) VÀ ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ (MẪU SỐ) TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Mác thép và hợp kim	σ_B , kg/mm ² , δ , %, ở nhiệt độ, °C									Nguồn tư liệu
	20	200	400	600	800	900	1000	1100	1200	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Thép kết cấu										
0	38	41	35	12	4	4	3	2	2	[2]
	-	-	-	-	55	46	50	58	63	
3				21	8	7	5	4	3	[20]
				-	70	60	80	84	88	
5				24	9	7	5	4	3	[20]
				-	54	57	91	97	103	
6				29	11	8	6	4	3	[20]
				-	80	50	92	100	106	
7				33	9	7	5	4	3	[20]
				-	42	57	70	97	105	
15	44	49	37	13	5	4	3	3	2	[21]
	-	-	-	-	36	45	52	58	65	
20	47	46	47	25	10	8	5	4	3	[22]
	-	-	-	-	51	55	63	59	64	
30	57	48	51	27	10	8	5	4	3	[21]
	-	-	-	-	49	53	56	58	64	
45	58	53	59	32	12	9	5	4	3	[21]
	-	-	-	-	48	60	53	63	64	
12XH3A	64	57	62	22	9	5	4	3	2	[22]
	-	-	-	-	26	18	47	72	57	
30XГCA	-	-	-	18	6	4	3	2	1	[22]
	-	-	-	-	78	47	30	56	60	
Thép dụng cụ										
Y7A	55	47	46	21	10	7	4	3	2	[21]
	-	-	-	-	65	60	62	65	92	
Y12	68	53	48	18	11	7	4	2	2	[22]
	-	-	-	-	52	40	65	74	92	
P9				32	9	8	6	3	2	[22]
				-	48	52	53	50	33	
60C2	102	103	83	29	9	7	4	4	3	[22]
	-	-	-	-	103	101	86	82	47	

Phần tiếp theo bảng II.3

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
---	---	---	---	---	---	---	---	---	----	----

Thép dụng cụ

P	—	—	—	34	12	11	7	2	2	[22]
X12M	74	—	—	28	37	34	52	56	38	[22]
	—	—	—	—	12	10	5	4	2	[22]
	—	—	—	—	32	46	36	49	—	[22]

Các hợp kim có điện trở cao

X15H60	65	—	—	41	17	12	8	4	3	[22]
X20H80	68	—	—	—	33	25	36	20	18	[22]
	—	—	—	—	22	10	7	4	2	[22]
	—	—	—	—	31	52	32	41	60	[22]

Các thép hợp kim cao và các hợp kim bền ăn mòn, bền nhiệt

40X9C2	75	—	—	29	5	6	4	2	2	[22]
	—	—	—	—	68	34	29	33	72	[22]
12X13	52	—	—	17	4	3	4	2	2	[22]
12X17	60	57	65	23	62	67	68	59	58	[22]
	—	—	—	—	5	2	2	2	1	[22]
15X28	54	51	50	15	64	58	82	73	85	[22]
	—	—	—	—	3	2	2	1	1	[22]
20X13H4Γ9	97	—	—	44	104	154	148	138	119	[22]
	—	—	—	—	16	7	4	3	2	[22]
08X22H6T	65	55	50	31	35	37	45	50	62	[14]
	—	—	—	—	11	7	3	2	2	[14]
12X21H5T	70	60	50	30	62	60	66	100	65	[14]
	—	—	—	—	13	8	3	2	2	[14]
08X21H6M2P	70	55	50	38	65	95	90	90	144	[14]
	—	—	—	—	13	18	4	2	2	[14]
X28AH	68	—	—	—	40	40	64	96	—	[14]
	—	—	—	—	15	10	6	4	3	[14]
X14Γ14H	93	46	44	31	40	68	102	115	104	[14]
	—	—	—	—	12	9	5	4	2	[14]
10X14Γ14H4Γ	74	43	41	34	60	65	69	61	65	[14]
	—	—	—	—	16	10	5	2	1	[14]
45X14H14B2M	—	—	—	—	45	67	64	49	69	[14]
	—	—	—	—	24	16	9	—	—	[14]
15X17AΓ14	83	66	61	45	—	—	—	—	—	[14]
	—	—	—	—	25	15	7	4	2	[14]
	—	—	—	—	45	99	35	75	50	[14]

Phần tiếp theo bảng II.3

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Các thép hợp kim cao và các hợp kim bền ăn mòn, bền nhiệt										
12X18H9	63 —	55 —	50 —	37 —	12 58	7 64	3 56	2 63	2 44	[22]
12X18H9T	68 —	—	—	—	18 24	8 36	6 43	4 37	2 75	[22]
08X18H12Б	68 —	50 —	44 —	40 —	15 17	10 28	6 42	4 48	2 54	[22]
36X18H25C2	70 —	—	—	48 —	19 36	10 30	6 33	3 36	2 32	[22]
20X23H18	71 —	57 —	57 —	38 —	14 90	9 99	6 113	5 47	4 73	[22]
XH70BMTЮ	—	—	—	—	—	55 28	14 60	7 70	—	[3]
XH77TЮ	—	—	—	—	—	—	8 74	7 87	—	[3]

Các thép và hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật

18XHBA	122 —	117 —	108 —	64 —	11 65	8 54	5 52	3 69	2 68	[22]
1X25Ю5	57 —	64 —	66 —	33 —	8 98	4 99	2 99	1 99	1 100	[22]
1X14H14B2M	58 —	—	—	—	—	14 28	6 32	4 42	3 51	[22]
0X20H4ГA10	80 —	69 —	65 —	52 —	29 30	19 35	13 40	7 45	3 50	[14]
0X20H5Г12AB	70 —	68 —	64 —	52 —	28 30	19 35	12 40	6 45	2 50	[14]
0X17H5Г9AB	85 —	64 —	60 —	46 —	19 42	12 50	8 50	7 33	3 53	[14]
X22H5AГ9	88 —	67 —	60 —	46 —	25 38	14 31	10 66	5 62	2 52	[14]
3XH25	—	—	—	46 —	17 22	10 23	7 27	3 38	2 37	[24]
3И 366	83 —	74 —	60 —	12 —	9 152	5 84	3 66	2 64	1 65	[22]
3И 395	—	—	—	—	35 24	20 42	14 42	6 37	5 25	[3]
3И 59	—	—	—	16 —	4 52	2 55	1 72	1 59	1 76	[24]

BẢNG II.4.

SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B (TỈ SỐ) VÀ ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ (MÀU SỐ) CỦA CÁC HỢP KIM BỀN NHIỆT (DO NƯỚC KHÁC SẢN XUẤT) TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Mác thép và hợp kim	σ_B , kgf/mm ² , δ , %, ở nhiệt độ, °C								Nguồn tư liệu
	20	200	400	600	700	800	900	1000	
Heines X-40	87	80	75	65	—	50	32	—	[26]
	—	—	—	10	8	8	11	—	
Heines HE1049	67	65	63	61	—	56	48	35	[26]
	—	—	—	2	2	3	5	12	
Nimonic DS	75	69	63	45	—	19	10	8	[27]
	—	—	—	45	66	94	114	124	
Nimonic 75	82	75	76	58	—	20	11	8	[25]
	—	—	—	29	29	85	80	110	
Nimonic 80	107	105	91	75	—	50	—	—	[26]
	—	—	—	25	8	9	—	—	
Nimonic 90	126	120	112	105	—	58	25	8	[25]
	—	—	—	18	10	15	30	88	
Nimonic 80A	109	100	100	85	—	50	25	17	[25]
	—	—	—	28	15	22	28	137	
Nimonic 95	129	123	102	100	—	63	35	12	[25]
	—	—	—	15	5	5	11	59	
Nimonic 100	127	125	115	116	—	75	40	12	[25]
	—	—	—	15	9	8	11	50	
Hasteloi C	86	80	73	63	—	45	38	30	[26]
	—	—	—	42	41	40	37	28	
J-1570	110	110	105	95	—	65	42	15	[26]
	—	—	—	18	12	14	28	70	
Hợp kim Mo C 0,5% Ti	80	70	60	51	—	45	44	44	[26]
	—	—	—	12	12	13	16	19	
Inco 702	102	90	75	60	—	37	18	—	[26]
	—	—	—	6	7	10	15	—	
Heines I-605	95	90	80	68	—	50	39	22	[26]
	—	—	—	14	15	18	22	26	
Incoloi T	64	62	60	52	—	30	15	—	[26]
	—	—	—	31	35	42	52	65	

BẢNG II.5. SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B (TỬ SỐ) VÀ ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ (MẪU SỐ) TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Mác hợp kim	σ_B , kgf/mm ² , δ , %, ở nhiệt độ, °C									Nguồn tư liệu
	20	200	300	400	600	700	800	900	1000	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
ВД17	—	—	24 20 9	8 36 4	—	—	—	—	—	[3]
AK4	—	—	34 13	85 5	—	—	—	—	—	[3]
AK4-1	—	—	30 12	50 8	—	—	—	—	—	[3]
B93	—	26 17	26	54 6	—	—	—	—	—	[3]
B95	—	15 20	10 40	6 68	—	—	—	—	—	[3]

Các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau) gia công bằng áp lực được

Мелб МО*	32 48	22 44	16 41	9 34	4 56 12	2 55 7	1 70 4	1 80 —	— 77 —	[28]
Л96**	—	—	—	5 24	7 24	20 4	— 3	— 2	—	[18]
Л90	31	22	18	14	7	4	3	2	—	[18]
—	—	—	—	—	18	18	17	15	—	[18]
Л80	29	40	26	12	3	2	2	1	—	[18]
—	—	—	—	—	20	24	28	34	—	[18]
Л68	32	41	32	18	5	3	2	—	—	[18]
—	—	—	—	—	34	52	72	35	—	[18]
Л66	38	52	36	15	5	3	2	—	—	[18]
—	—	—	—	34	18	16	14	—	—	[18]
Л62	36	28	22	15	4	2	1	—	—	[28]
—	—	—	—	—	25	30	50	65	—	[28]
Л56	36	28	20	10	2	2	2	—	—	[18]
—	—	—	—	33	29	40	—	—	—	[18]
Л1А77-2	34	28	23	18	10	7	4	—	—	[28]
—	—	—	—	13	20	40	—	—	—	[28]
Л1АЖ60-1-1	48	45	30	17	2	1	—	—	—	[28]
—	—	—	—	60	90	108	—	—	—	[28]
ЛН65-5	47	37	30	22	10	5	2	—	—	[28]
—	—	—	—	18	16	20	26	—	—	[28]

Phần tiếp theo bảng II.5

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau) gia công bằng áp lực được										
ЛЖМц59-1-1	46	35	26	15	2	1	—	—	—	[28]
	—	—	—	39	67	94	110	—	—	
Л090-1	24	23	20	16	9	5	2	—	—	[28]
	—	—	—	9	20	32	45	—	—	
Л070-1	42	49	44	26	3	1	1	—	—	[28]
	—	—	—	25	32	24	22	—	—	
Л060-1	43	32	19	8	2	1	—	—	—	[28]
	—	—	—	5	4	8	18	—	—	
Л060-1	36	34	30	8	3	2	2	—	—	[18]
	—	—	—	15	28	32	44	—	—	
ЛС59-1	38	30	20	10	2	1	1	—	—	[28]
	—	—	—	20	30	48	40	—	—	
ЛК80-3	32	48	40	27	8	1	1	—	—	[28]
	—	—	—	—	28	42	—	—	—	
НМЖМц28-2,5-15	50	54	53	50	33	22	14	10	7	[28]
	—	—	—	—	27	22	19	18	22	

Đồng thanh

БрА5	40	33	28	23	10	6	3	—	—	[28]
	—	—	—	—	40	84	96	100	—	
БрА7	55	35	31	25	10	5	2	2	—	[28]
	—	—	—	—	55	72	88	103	—	
БрАЖ9-4	59	54	50	44	18	9	3	—	—	[28]
	—	—	—	—	34	37	44	—	—	
БрАЖМц10-3-1,5	60	58	58	38	12	10	2	1	—	[28]
	—	—	—	—	40	41	63	85	—	
БрАЖН10-4-4	68	64	55	41	17	8	4	—	—	[28]
	—	—	—	6	18	29	40	—	—	
Б2	58	54	52	48	13	10	4	—	—	[21]
	—	—	—	6	54	100	91	—	—	
БрКМц3-1	50	40	35	28	12	8	3	—	—	[28]
	—	—	—	28	62	71	88	—	—	
БрКН1-3	50	51	48	42	21	12	6	—	—	[18]
	—	—	—	14	5	20	48	—	—	

* Các mẫu đã biến dạng tới 25%

** Các mẫu đã biến dạng tới 50%

BẢNG II.6.

SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B (TỶ SỐ) VÀ ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ (MẪU SỐ) CỦA CÁC HỢP KIM TITAN TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Mác hợp kim	σ_B , kg/mm ² , δ , %, ở nhiệt độ, °C							Nguồn tư liệu
	20	100	200	300	400	500	600	
TiCrFe2,7-1,5	112	91	77	67	55	40		[29]
	—	—	36	30	18	38		
TiMn7	104	95	85	80	70	57		[29]
	—	—	12	12	17	28		
TiAlCr3-5	127	116	105	96	90	77		[29]
	—	—	11	12	15	22		
TiAlMn4-4	108	95	85	78	67	50		[29]
	—	—	10	10	13	30		
TiAlSn5-25	90	70	56	48	44	40	31	[29]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAl8	88	87	84	78	74	68	59	[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiCrFeMo2-2-2	92	81	69	60	52	37		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAl6-4	98	94	85	80	75	66		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiMo30	93	92	88	80	65	55		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAlMn4-4	105	97	86	82	74	58		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiMn8	92	82	72	67	58	40		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAlSn2,75-13	106	92	82	76	72	70		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAlFeMo5-1,5-1,5-1,2	114	104	93	87	81	63		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	
TiAlMo7-4	110	102	95	89	84	77		[30]
	—	—	—	—	—	—	—	

BẢNG II.7.

SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B (TỬ SỐ) VÀ ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ (MẪU SỐ) TÙY THEO NHIỆT ĐỘ

Mác thép và hợp kim	σ_B , kg/mm ² , δ , %, ở nhiệt độ, °C										Nguồn tư liệu
	20	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000

Các hợp kim titan

Titan kỹ thuật*	71	53	37	28	26	17						[18]
	—	—	32	33	22	50						
BT1Д	62	50	38	28	19	14	10					[29]
	—	—	—	37	33	37	49					
BT5Д	85	74	61	52	49	45	38					[29]
	—	—	—	28	28	28	35					
BT1							17	8	4	2	1	[3]
							43	110	114	54	75	
BT3							60	27	8	7	4	[3]
							20	77	189	110	100	
BT5	82						42	14	11	6	4	[3]
							30	72	105	131	45	
BT8							52	19	10	5	3	[3]
							30	65	110	190	220	
BT3-1							50	22	10	7	4	[3]
							40	65	106	205	70	

Các hợp kim mages

MA2	29	18	12	7	4							[3]
	—	—	30	36	66							
MA3	26	24	22	12	4							[3]
	—	—	30	40	60							
MA8	17	15	13	8	4							[3]
	—	—	26	40	93							

* Các mẫu đã biến dạng tới 50%.

sắt có thể thay đổi nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng trong khoảng các thông số này; có thể đo lực và độ biến dạng trong hàm thời gian nhờ thiết bị đo ứng biến; so chuẩn thiết bị đo trực tiếp trên các máy; thực hiện sự kéo và sự nén các mẫu, cũng như tái tạo quy luật phát triển biến dạng theo thời gian - $\varepsilon(\tau)$.

Việc xác định thực nghiệm sức bền biến dạng σ với các thông số nhiệt cơ khác nhau đã phần được tiến hành bằng cách thử kéo hoặc nén đối với các mẫu. Khi thử nghiệm các mẫu bằng phương pháp kéo tuyến tính ta loại trừ được các yếu tố làm sai lệch trị số thực của sức bền biến dạng.

Ngoài ra, khi thử nghiệm kéo có thể duy trì khá đơn giản nhiệt độ cố định của mẫu trong suốt thời gian biến dạng. Có thể thu được các trị số sức bền biến dạng đáng tin cậy nhất trong các điều kiện trạng thái ứng suất tiếp tuyến khi kéo với mức biến dạng không quá 20-25%. Với các mức biến dạng lớn, ở phần làm việc xuất hiện cổ thắt, trong đó phát sinh trạng thái ứng suất khối. Như vậy, vùng biến dạng liên tục giảm, tập trung tại vùng cổ thắt, khi đó ở phần còn lại của mẫu các ứng suất sụt xuống. Khó mà tính được ảnh hưởng của trạng thái ứng suất khối, cho nên với mức biến dạng hơn 20-25%, cần phải thử nén đối với các mẫu.

Nên thử nghiệm nén kỹ, khắc phục sự biến dạng không đều của mẫu và sự sụt nhiệt độ mẫu trong quá trình biến dạng do các đầu búa nguội tiếp xúc với mẫu và giảm các lực ma sát tiếp xúc. Cho nên việc nén các mẫu được thực hiện trên các máy đo độ dẻo trong thùng

đặc biệt, người ta quét chất bôi trơn lên các bề mặt tiếp xúc và ghi lại nhiệt độ mẫu tại thời điểm biến dạng.

Để tính chính xác hơn các lực ma sát trên các bề mặt tiếp xúc, quy định hệ số hiệu chỉnh là $K_0 = 1,04 \div 1,06$; hệ số này xét đến độ chênh lệch các trị số sức bền biến dạng khi nén và kéo các mẫu có mặt cắt ngang như nhau trên một thiết bị với các thông số nhiệt cơ như nhau:

Như vậy, các trị số σ , thu được bằng cách kéo các mẫu, được đưa trực tiếp lên đồ thị $\sigma(\tau)$, còn các trị số thu được khi nén các mẫu thì chia cho hệ số K_0 .

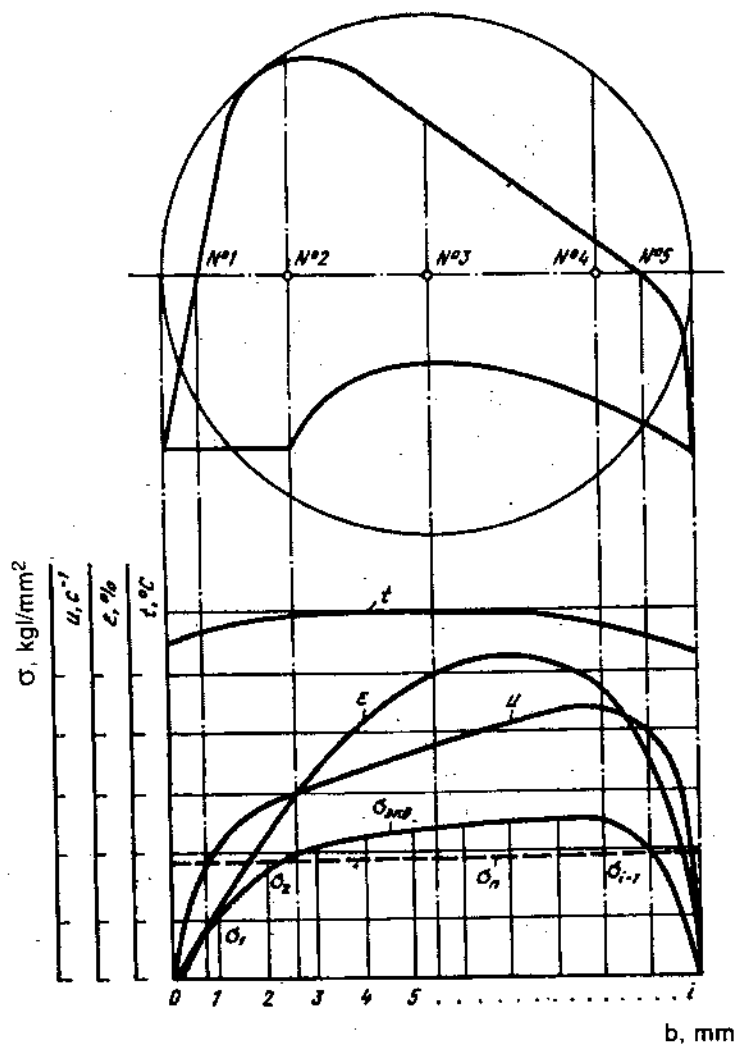
Cách xác định sức bền biến dạng bằng phương pháp các hệ số nhiệt - cơ

Phương pháp các hệ số nhiệt cơ dùng để xác định sức bền biến dạng các kim loại và các hợp kim khi cán mẫu do V.I Diudin đề xuất.

Phương pháp này cho phép chia quan hệ phụ thuộc nhiều trị số của sức bền biến dạng $\sigma(t, \varepsilon, u)$ thành một dãy quan hệ phụ thuộc giữa ba biến số; $k_t(t)$, $k_\varepsilon(\varepsilon)$ và $k_u(u)$.

$$k_t = \frac{\sigma_{ti}}{\sigma_{0,d}}; \quad k_\varepsilon = \frac{\sigma_{\varepsilon i}}{\sigma_{0,d}}; \quad k_u = \frac{\sigma_{ui}}{\sigma_{0,d}} \quad (\text{II.14})$$

ở đây, k_t , k_ε , k_u - hệ số nhiệt độ, hệ số mức, hệ số tốc độ; σ_{ti} , $\sigma_{\varepsilon i}$, σ_{ui} - các hàm sức bền biến dạng tùy theo nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng; $\sigma_{0,d}$ - trị số trung bình hoặc trị số chuẩn σ , được chấp nhận quy ước với các trị số cố định các thông số nhiệt cơ (ví dụ, với $t = 1.000^\circ\text{C}$, $u = 10\text{c}^{-1}$, $\varepsilon = 0,1$).



Hình II.3. Đặc điểm thay đổi các thông số nhiệt cơ t , ε , u và sức bền biến dạng σ theo bề rộng biến dạng mặt cắt kiểu giọt b

Trị số tính toán sức bền biến dạng σ , kgf/mm^2 , tùy theo các trị số khác nhau của nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng, được xác định theo công thức

$$\sigma = \sigma_{0,d} k_t k_\varepsilon k_u \quad (\text{III.15})$$

Dùng trị số σ tìm được để tiếp tục xác định lực và mômen cán theo các phương pháp trình bày trong chương IV và V.

V.I. Diudin đã phát triển phương pháp các hệ số nhiệt cơ để xác định sức bền biến dạng (sức cảm biến dạng) khi cán nóng các biến dạng phức tạp có xét đến ảnh hưởng của hình dạng lỗ khuôn cán định hình. Đối với trường hợp này, nên tính sức bền biến dạng, theo trị số tương đương $\sigma_{\text{EKB}} = f(b)$; khi đó trị số trung bình σ_{nep} được xác định theo công thức

$$\sigma_{\text{nep}} = \frac{1}{b} \int \sigma_i db = \frac{n(\sigma_1 + \sigma_2 + \dots + \sigma_{i-2}) + \frac{n}{2} \sigma_{i-1} + \frac{m}{2} (\sigma_{i-1} + \sigma_i)}{b} \quad (\text{II.16})$$

ở đây i - số lượng các phần riêng biệt, được chia ra từ toàn bộ chiều rộng biến dạng; b ; σ_i - trị số sức bền biến dạng, bằng σ cho từng đoạn riêng, xác định theo công thức (II.14) có tính đến ảnh hưởng của các thông số t , ε và u trên từng đoạn riêng.

Trên hình II.3 trình bày ví dụ cách chia biên dạng phức tạp thành các đoạn riêng biệt và đặc điểm thay đổi các thông số t , ε và u và sức bền biến dạng σ theo chiều rộng b của biên dạng đó.

Việc so sánh các trị số thực nghiệm và các trị số tính toán sức bền biến dạng của các thép và các hợp

kim cho phần lớn các biên dạng định hình khác nhau đã cho biết rằng, mức sai lệch giữa các số liệu, trung bình không quá 10%.

Các công thức thực nghiệm để xác định sức bền biến dạng

Trong nhiều trường hợp (ví dụ, để lập trình) cần phải thể hiện sức bền biến dạng dưới dạng mối liên hệ giải tích. Nhằm mục đích đó, đối với các thép và các hợp kim được nghiên cứu, mối liên hệ giữa các sức bền biến dạng tương đối, mà biểu hiện bằng hệ số k_t , và nhiệt độ t có thể được trình bày dưới dạng lũy thừa, thông qua mối liên hệ giữa các hệ số k_e , k_u và mức biến dạng ε , tốc độ biến dạng u , nghĩa là

$$k_t = A_1 e^{-m_1 t}; \quad k_e = A_2 \varepsilon^{m_2}; \quad k_u = A_3 u^{m_3} \quad (\text{II.17})$$

trong đó $A = A_1 A_2 A_3$ - các hệ số không đổi, phụ thuộc vào m_1 , m_2 , m_3 của vật liệu.

Sau khi làm rõ mối liên hệ giữa sức bền biến dạng và các thông số nhiệt cơ trên cơ sở phương pháp các hệ số nhiệt cơ, có thể viết phương trình

$$\sigma = \frac{A \varepsilon^{m_2} u^{m_3}}{e^{m_1 t}} \sigma_{0,d} \text{ kgl/mm}^2 \quad (\text{II.18})$$

Các công thức thực nghiệm thu được trên cơ sở công thức (II.18) dùng để xác định sức bền biến dạng của tám mác thép và hợp kim, các công thức này được trình bày trong bảng II.8. Mức sai lệch lớn nhất các trị số sức bền biến dạng, được xác định theo các công thức này là 8-10% so với số liệu thực nghiệm.

Các trị số thực nghiệm sức bền biến dạng tùy theo nhiệt độ, mức và tốc độ biến dạng và cách xác định sức bền biến dạng theo phương pháp các hệ số nhiệt cơ.

Trong các bảng II.9 và II.10 cũng như trên các hình II.4 - II.173 trình bày các số liệu về sức bền biến dạng σ tùy theo nhiệt độ t , mức biến dạng ϵ và tốc độ biến dạng u cho 44 mác thép và hợp kim, cũng như cho 5 hợp kim titan và 15 mác kim loại và hợp kim màu khác nhau.

Ví dụ tính toán sức bền biến dạng

Ta xác định trị số sức bền biến dạng σ của thép 45 khi cán nóng các tấm dày từ các phôi tấm có mặt cắt $200 \times 2200\text{mm}$ trong giá cán 2 trục, với đường kính các trục 1150mm trên máy cán tấm dày 2.800. Nhiệt độ 1100°C và tốc độ cán $1,05 \text{ m/s}$, độ lún kim loại từ 200 đến 100mm sau một hành trình (phôi chạy qua trục)

Đầu tiên ta tìm các trị số mức biến dạng

$$\epsilon = \Delta h/h_0 = (200-180)/200 = 0,1 = 10\%$$

BẢNG II.8. CÁC CÔNG THỨC THỰC NGHIỆM ĐỂ XÁC ĐỊNH SỨC BỀN BIẾN DẠNG σ , kg/mm²

Mác thép và hợp kim	t, °C	ε , %	u, c ⁻¹	Công thức
Thép 45	800-1200	0,05-0,40	0,1-100	$\sigma = \frac{133\varepsilon^{0,252} u^{0,143}}{e^{0,0025t}}$
12XH3A	900-1200	0,05-0,40	0,1-100	$\sigma = \frac{230\varepsilon^{0,252} u^{0,143}}{e^{0,0029t}}$
40X13 (4X13, ЭЖ4)	900-1200	0,05-0,40	0,1-100	$\sigma = \frac{430\varepsilon^{0,28} u^{0,087}}{e^{0,0037t}}$
X17H2	900-1200	0,05-0,40	0,1-100	$\sigma = \frac{705\varepsilon^{0,28} u^{0,087}}{e^{0,0037t}}$
12X18H9T (X18H9T)	900-1200	0,05-0,40	0,1-100	$\sigma = \frac{325\varepsilon^{0,28} u^{0,087}}{e^{0,0028t}}$
XH78T (ЭЖ435)	900-1200	0,05-0,25	0,1-100	$\sigma = \frac{890\varepsilon^{0,35} u^{0,098}}{e^{0,0032t}}$
XH75МБТЮ (ЭЖ602)	900-1200	0,05-0,25	0,1-100	$\sigma = \frac{1100\varepsilon^{0,35} u^{0,098}}{e^{0,0032t}}$
XH70Ю (ЭЖ652)	900-1200	0,05-0,25	0,1-100	$\sigma = \frac{1330\varepsilon^{0,35} u^{0,098}}{e^{0,0033t}}$

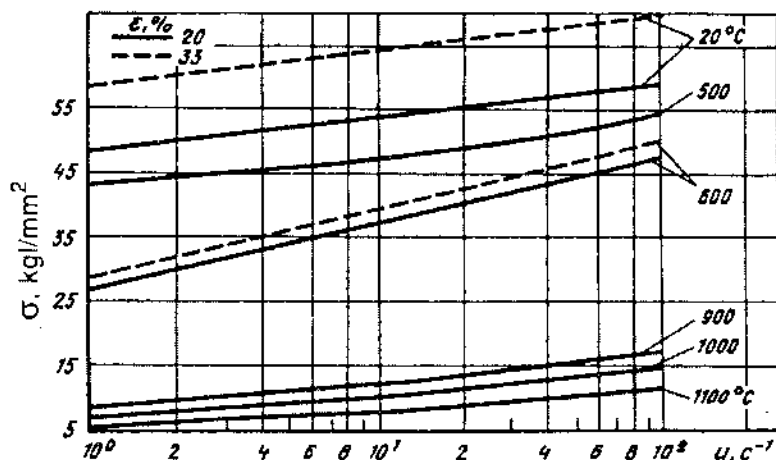
BẢNG II.9. CÁC SỐ LIỆU ĐỂ SỬ DỤNG CÁC ĐỒ THỊ SỨC BỀN BIẾN DẠNG TÙY THEO NHIỆT ĐỘ, MỨC VÀ TỐC ĐỘ BIẾN DẠNG VÀ CÁCH XÁC ĐỊNH SỨC BỀN BIẾN DẠNG THEO PHƯƠNG PHÁP CÁC HỆ SỐ NHIỆT - CƠ TRÌNH BAY TRÊN CÁC HÌNH II.4 - II.135

Kim loại, hợp kim	Số thứ tự hình vẽ để xác định				Các thông số nhiệt - cơ			Trị số chuẩn $\sigma_{0.2}$ kg/mm ²	Nguồn tư liệu
	σ_s kg/mm ²	k_1	k_2	k_u	t , °C	ϵ , %	$\dot{\epsilon}$, s ⁻¹		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	
Thép cacbon									
08Kп	II.4	II.5	II.6	20-1200	5-50	0,05-300	8,4	[2, 32]	
08Kп	II.7	II.8	II.9	20-1100	5-20	1-100	8,5	ABT	
20	II.10	II.11	II.12	90-1200	5-50	0,01-100	8,5		[8]
CT3	II.13	II.14	II.15	900-1200	5-50	0,01-100	8,6		[8]
45	II.16	II.17	II.18	900-1200	5-40	0,01-100	8,8		[2]
CT6	II.19	II.20	II.21	900-1200	5-50	0,01-100	9,2		[8]
Y8	II.22	II.23	II.24	900-1200	5-50	0,01-100	9,0		[8]
Thép hợp kim									
40X	II.25	II.26	II.27	900-1200	5-50	0,01-100	9,2		[8]
Thép dạng 10XH	II.28	II.29	II.30	800-1200	10-50	0,03-10	9,5		[23]
11X15	II.31	II.32	II.33	900-1200	5-50	0,01-100	9,5		[8]
15XCH1	II.34	II.35	II.36	900-1200	5-50	0,01-100	9,7		[8]
14FH	II.37	II.38	II.39	900-1200	5-50	0,01-100	9,9		[8]
12XH3A	II.40	II.41	II.42	900-1200	5-40	0,01-100	10,0		[2]
18X1T	II.43	II.44	II.45	900-1200	5-50	0,1-250	9,5		[33]
45XH	II.46	II.47	II.48	900-1200	5-50	0,1-250	9,5		[33]
20X1HP	II.49	II.50	II.51	900-1200	5-50	0,1-250	10,0		[33]
30X1CA	II.52	II.53	II.54	900-1200	5-40	0,1-100	10,5		[32]
60C2	II.55	II.56	II.57	900-1200	5-50	0,1-100	11,4		[8]
Thép dạng molipdenmangan	II.58	II.59	II.60	900-1200	5-40	1,0-100	11,0		[2, 34]

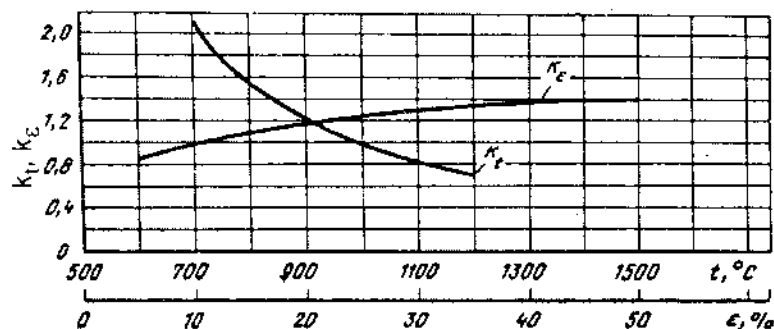
Phần tiếp theo bảng II.9

1	2	3	4	5	6	7	8	9
			Thép hợp kim					
Thép dạng crommolipden	II.61	II.62	II.63	900-1200	5-40	1,0-100	11,5	[2, 34]
Thép dạng silicmangan	II.64	II.65	II.66	900-1200	5-40	1,0-100	12,0	[2, 34]
Thép dạng cromnikenmolipden	II.67	II.68	II.69	900-1200	5-40	1,0-100	12,0	[2]
18XHB	II.70	II.71	II.72	900-1200	5-40	0,1-100	11,5	[2, 35]
XBI	II.73	II.74	II.75	900-1200	5-40	0,1-100	12,0	[2, 35]
Thép dạng 12XHMΦA	II.76	II.77	II.78	900-1200	10-50	0,3-10	10,8	[23]
Thép dạng 20X1HM	II.79	II.80	II.81	900-1200	10-50	0,3-10	11,2	[23]
Thép dạng 15X5M	II.82	II.83	II.84	900-1200	10-40	0,8-100	12,3	[23]
Thép dạng 20X5HΓ2	II.85	II.86	II.97	900-1200	10-50	3,5-30	12,4	[23]
			Thép hợp kim					
4X13	II.88	II.89	II.90	900-1200	5-40	0,1-100	10,9	[2]
Thép dạng X16H5M4	II.91	II.92	II.93	900-1200	10-50	0,8-100	11,0	[23]
X17H2	II.94	II.95	II.96	900-1200	5-40	0,01-100	11,2	[2]
X18H9T	II.97	II.98	II.99	900-1200	5-40	0,01-100	12,2	[2]
Thép dạng 12X17	II.100	II.101	II.102	800-1200	10-50	0,8-100	12,5	[23]
X18H12M2T	II.103	II.104	II.105	900-1200	5-50	0,01-100	14,7	[8]
P18	II.106	II.107	II.108	900-1200	5-50	0,1-100	15,9	[8]
X20H80	II.109	II.110	II.111	850-1200	10-40	1-100	25,0	[36, 37]
XH78T	II.112	II.113	II.114	900-1200	5-25	0,01-100	19,6	[2]
XH75M(ΓK)	II.115	II.116	II.117	900-1200	5-25	0,01-100	22,2	[2]
BXK38	II.118	II.119	II.120	900-1200	5-25	0,01-100	25,0	[2]
3M652	II.121	II.122	II.123	900-1200	5-25	0,01-100	26,6	[2]
3M661	II.124	II.125	II.126	1000-1200	5-25	0,01-100	33,0	[2]
3I1311	II.127	II.128	II.129	900-1200	5-40	0,01-100	24,0	[36, 37]
3I199	II.130	II.131	II.132	1000-1150	5-20	0,01-100	60,0	[36, 37]
3I1220	II.133	II.134	II.135	1000-1150	5-30	1-100	88,0	[36, 37]

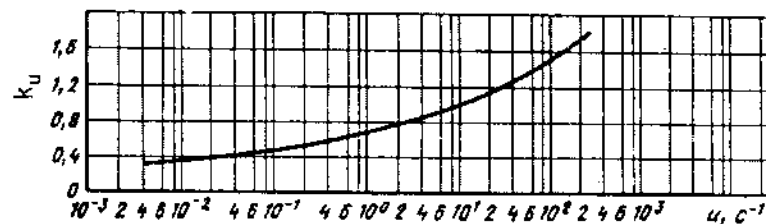
Ghi chú: Các trị số chuẩn $\sigma_{0.2}$ được lấy với $t = 1000^{\circ}\text{C}$, $u = 10\text{s}^{-1}$, $e = 10\%$



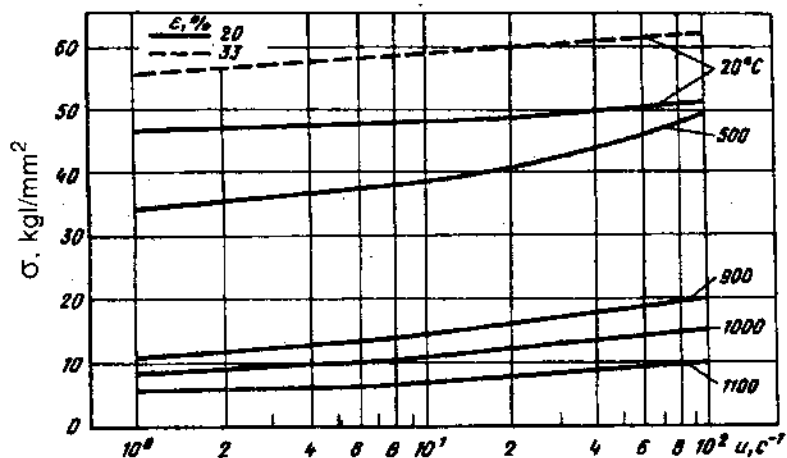
Hình II.4. Sức bền biến dạng của thép, 008KΠ (0,08% C; 0,03% Si; 0,40% Mn; 0,04% S; 0,04% P; 0,10% Cr; 0,25% Ni; 0,25% Cu)



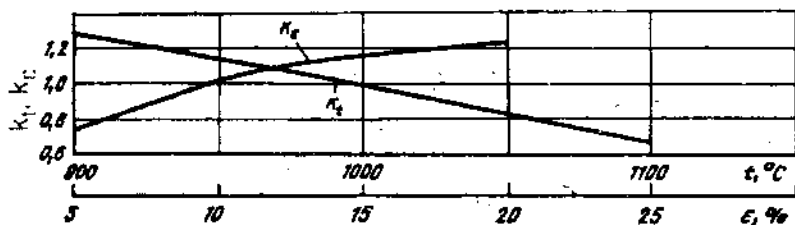
Hình II.5. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 08KΠ



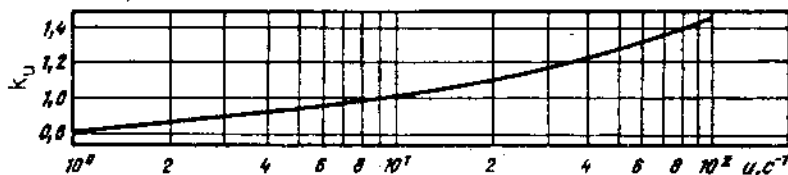
Hình II.6. Hệ số tốc độ k_u của thép 0,8KΠ; $\sigma_{0,d} = 8,4$ kgf/mm²



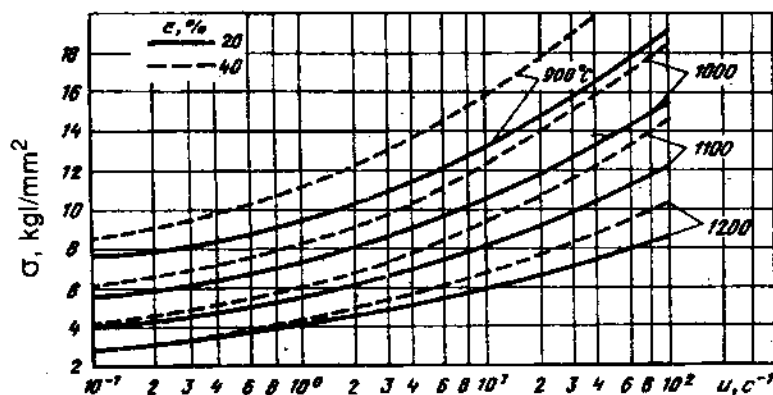
Hình II.7. Sức bền biến dạng của thép 08Ю (0,08% C; 0,10% Si; 0,35% Mn; 0,03% S; 0,02% P; 0,03% Cr; 0,10% Ni; 0,04% Al; 0,15% Cu)



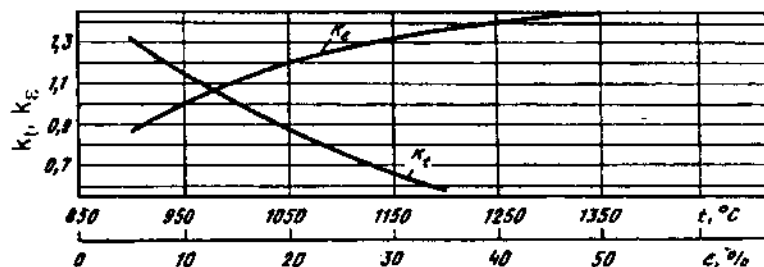
Hình II.8. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 08Ю



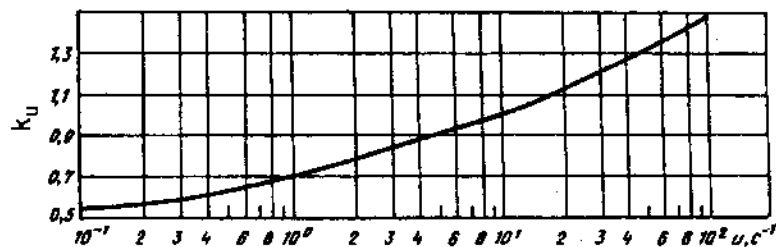
Hình II.9. Hệ số tốc độ k_v của thép 08Ю, $\sigma_{0,d} = 8,5 \text{ kgf/mm}^2$



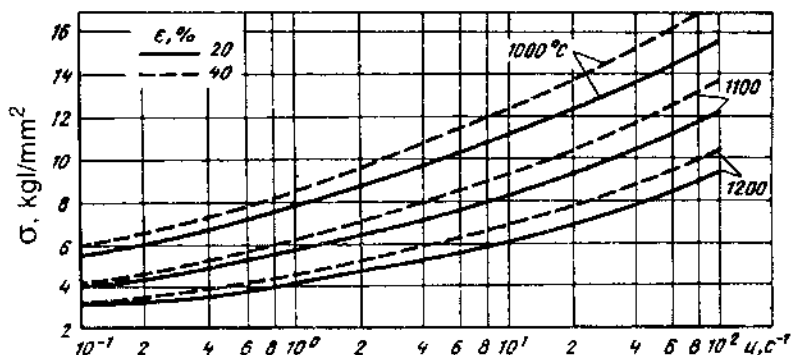
Hình II.10. Sức bền biến dạng của thép 20 (0,20% C; 0,37% Si; 0,53% Mn; 0,038% S; 0,13% Cr; 0,14% Ni)



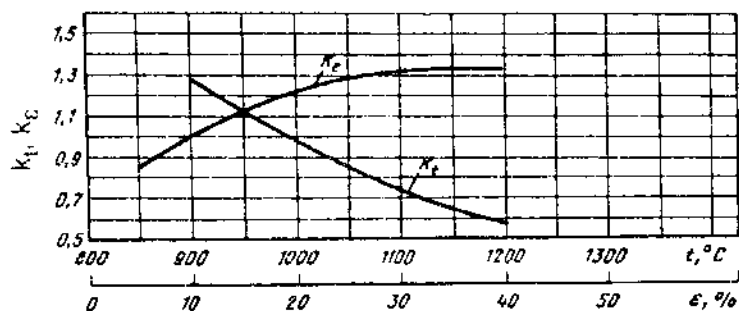
Hình II.11. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_u của thép 20



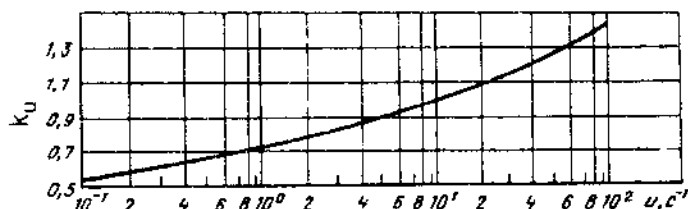
Hình II.12. Hệ số tốc độ k_v của thép 20; $\sigma_{0.01} = 8,5$ kgf/mm²



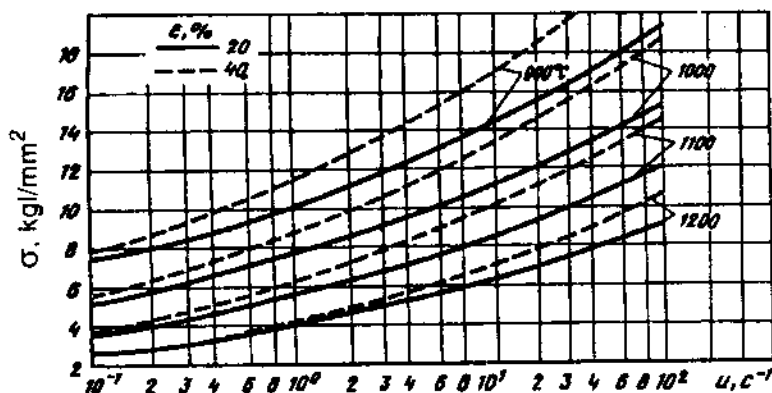
Hình II.13. Sức bền biến dạng của thép CT3 (0,20% C; 0,28 % Si; 0,56% Mn; 0,03% Si; 0,10% P; 0,12% Cr; 0,15% Ni)



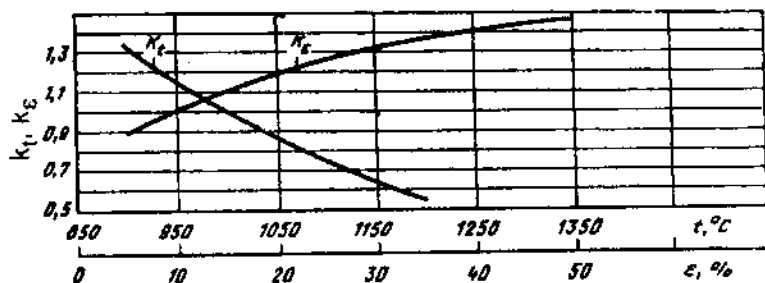
Hình II.14. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép CT3



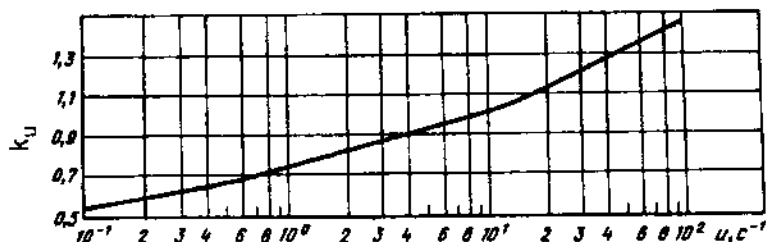
Hình II.15. Hệ số tốc độ k_u của thép CT3; $\sigma_{0,d} = 8,6 \text{ kgf/mm}^2$



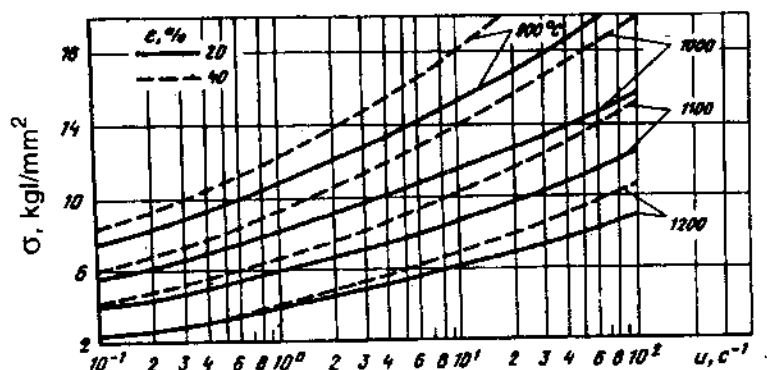
Hình II.16 Sức bền biến dạng của thép 45 (0,4% C; 0,22 % Si; 0,53% Mn; 0,28% Si; 0,025% P; 0,07% Cr; 0,11% Ni)



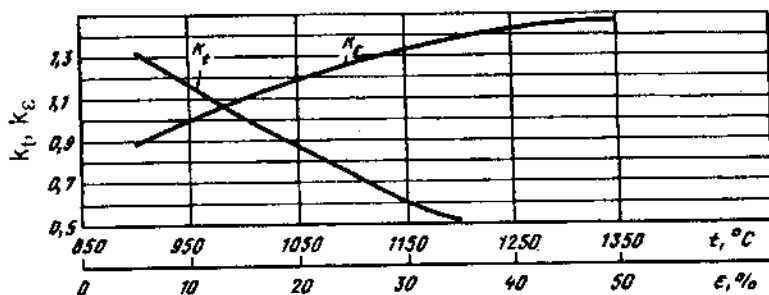
Hình II.17. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 45



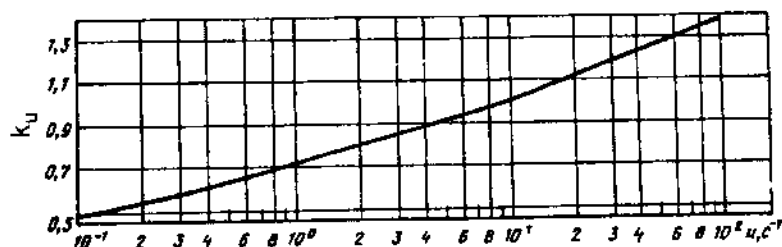
Hình II.18. Hệ số tốc độ k_u của thép 45; $\sigma_{0,d} = 8,8 \text{ kgf/mm}^2$



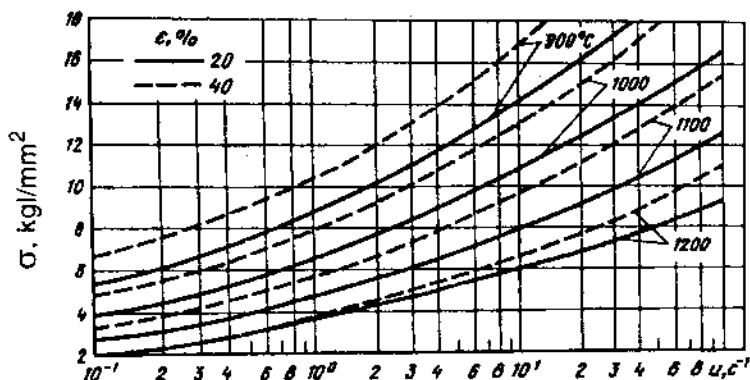
Hình II.19. Sức bền biến dạng của thép CT6 (0,56% C; 0,37 % Si; 0,47% Mn; 0,035% S; 0,005% P; 0,12% Cr; 0,15% Ni)



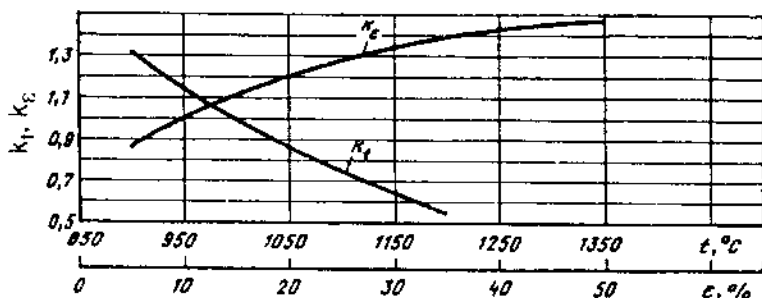
Hình II.20. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép CT6



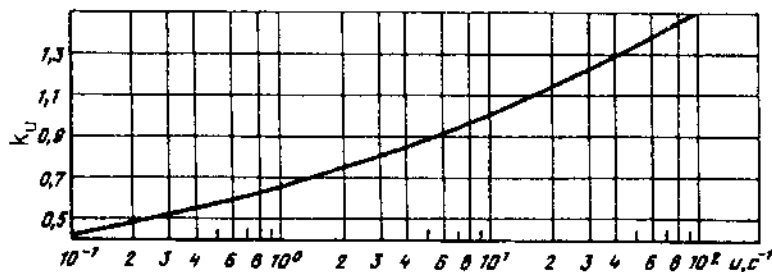
Hình II.21. Hệ số tốc độ k_u của thép CT6; $\sigma_{0,d} = 9,2 \text{ kg/mm}^2$



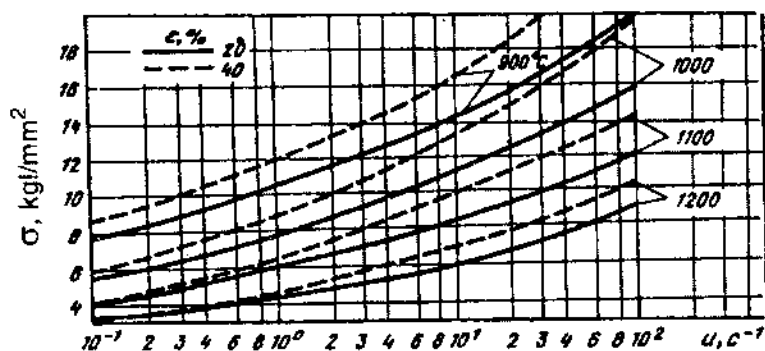
Hình II.22. Sức bền biến dạng của thép Y8 (0,08% C; 0,37% Si; 0,40% Mn; 0,028% S; 0,18% P; 0,14% Cr; 0,13% Ni)



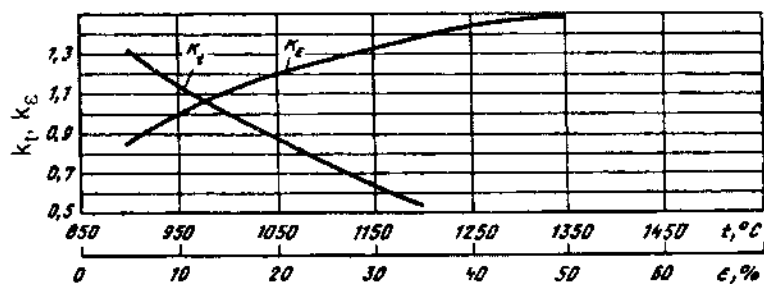
Hình II.23. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép Y8



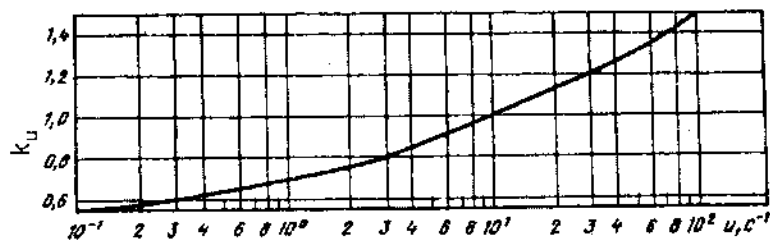
Hình II.24. Hệ số tốc độ k_v của thép Y8; $\sigma_{0,d} = 9,0$ kg/mm²



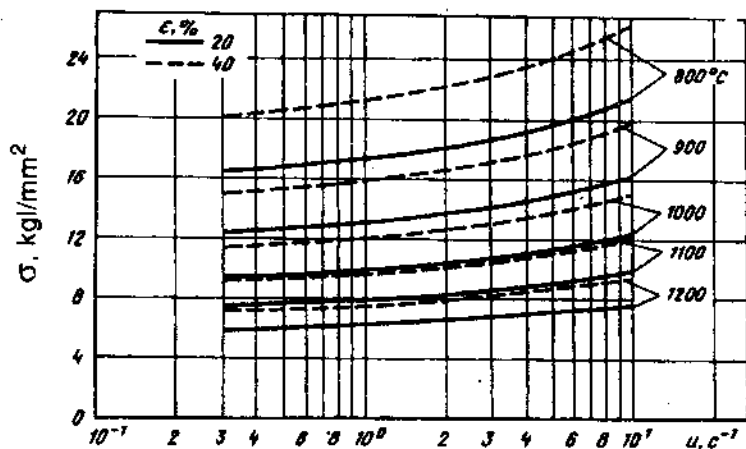
Hình II.25. Sức bền biến dạng của thép 40X (0,43% C; 0,37 % Si; 0,74% Mn; 0,034% S; 0,03% P; 0,10% Cr; 0,17% Ni)



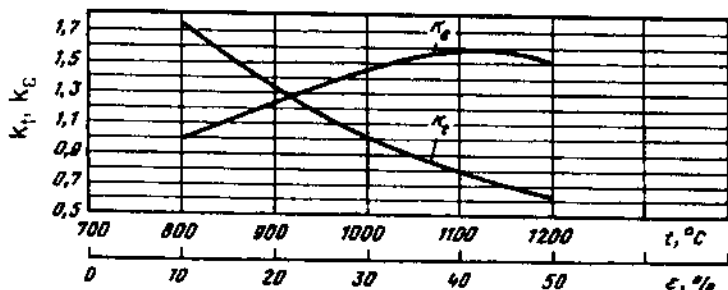
Hình II.26. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức $k_ε$ của thép 40X



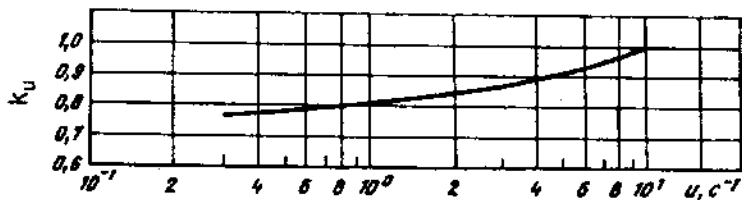
Hình II.27. Hệ số tốc độ k_u của thép 40X; $\sigma_{0,d} = 9,2 \text{ kgf/mm}^2$



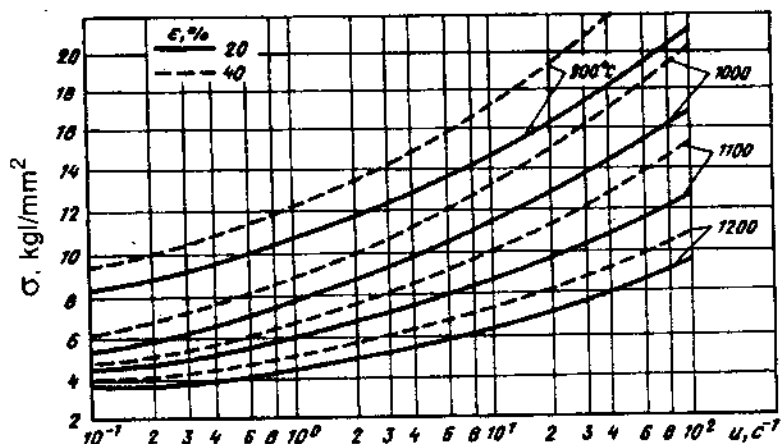
Hình II.28. Sức bền biến dạng của thép 10XH Sau khi cán nóng và ủ (0,10% C; 0,42 % Si; 0,42% Mn; 0,30% Cu; 0,74% Cr; 0,37% Ni)



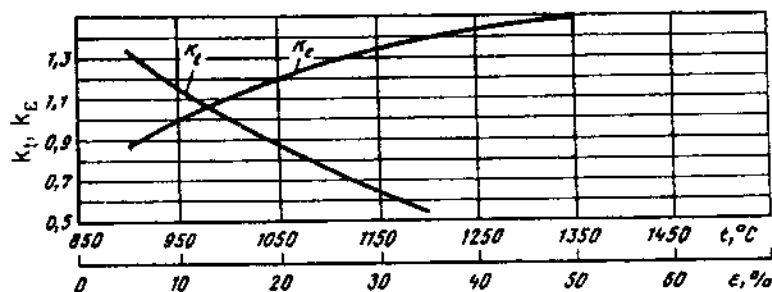
Hình II.29. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 10XH



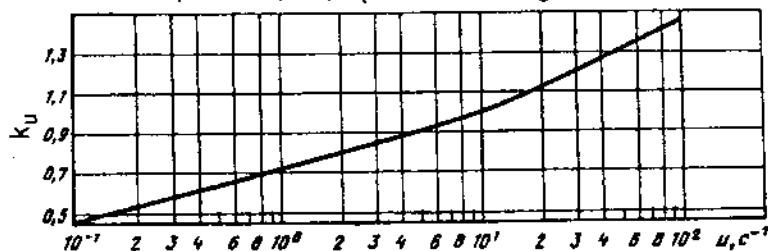
Hình II.30. Hệ số tốc độ k_u của thép 10XH; $\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kg/mm}^2$



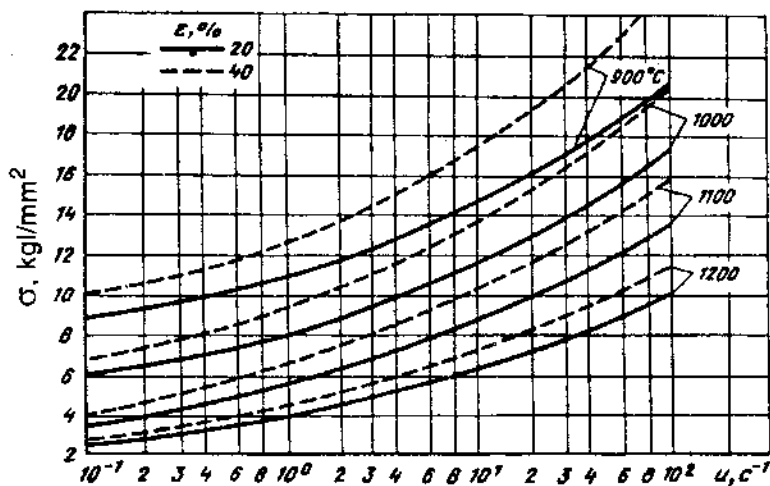
Hình II.31. Sức bền biến dạng của thép IIIX15 (0,93% C; 0,26 % Si; 0,34% Mn; 0,015% S; 0,028% P; 1,48% Cr; 0,16% Ni)



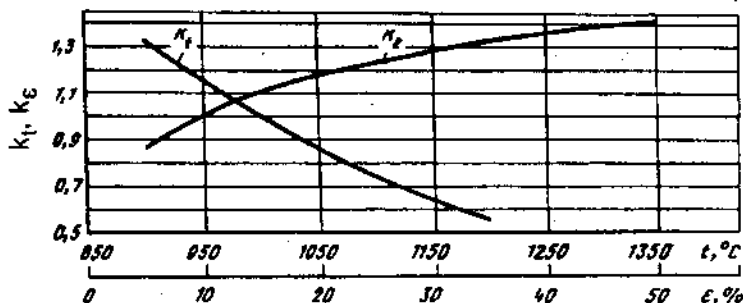
Hình II.32. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép IIIX15



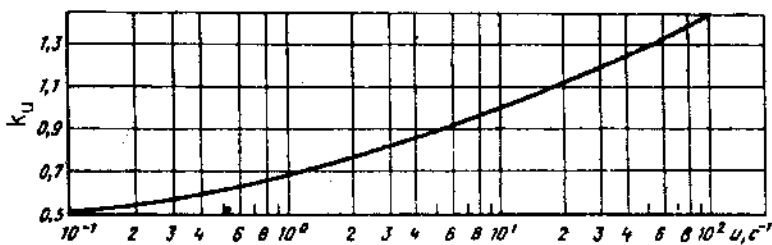
Hình II.33. Hệ số tốc độ k_u của thép IIIX15; $\sigma_{0.2} = 9,5$ kgf/mm²



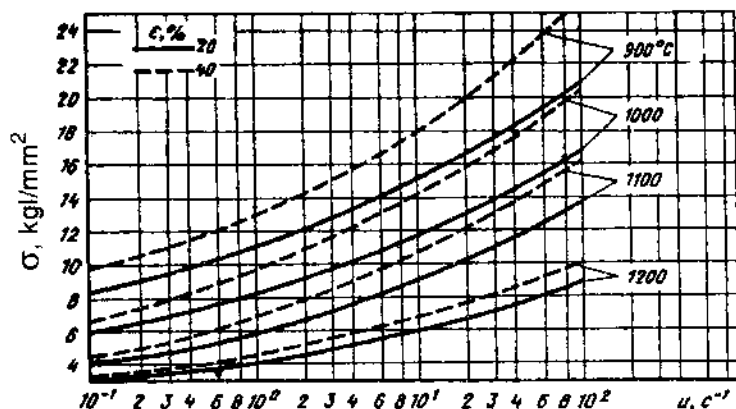
Hình II.34. Sức bền biến dạng của thép 15XCH11 (0,13% C; 0,63% Si; 0,60% Mn; 0,029% S; 0,019% P; 0,95% Cr; 0,52% Ni; 0,28 Cu)



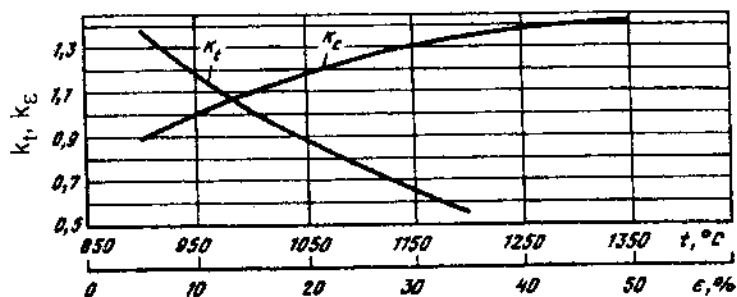
Hình II.35. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 15XCH11



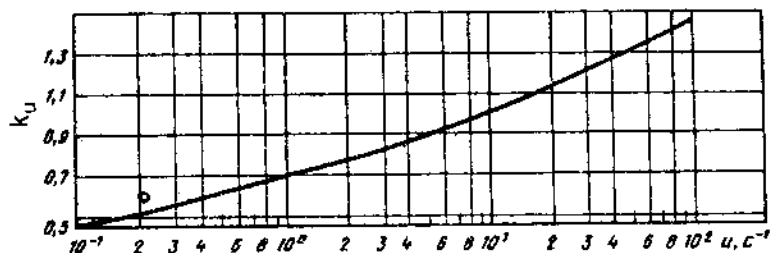
Hình II.36. Hệ số tốc độ k_u của thép 15XCH11;
 $\sigma_{0,d} = 9,7 \text{ kgf/mm}^2$



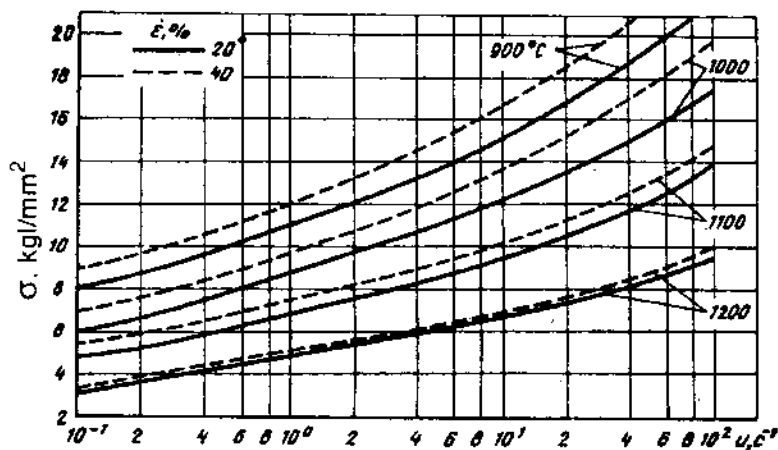
Hình II.37. Sức bền biến dạng của thép 14ΓH (0,18% C; 0,27 % Si; 0,85% Mn; 0,036% S; 0,040% P; 1,10% Cr; 0,55% Ni)



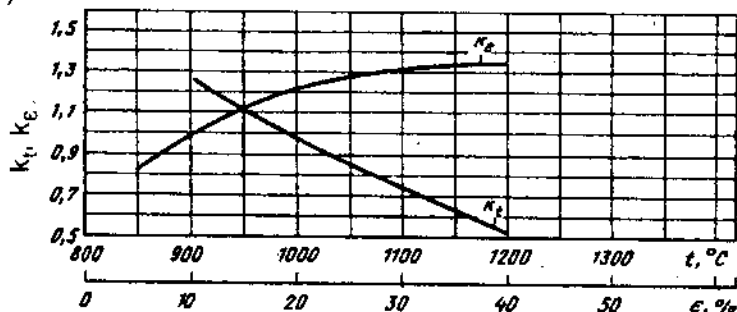
Hình II.38. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức $k_ε$ của thép 14ΓH



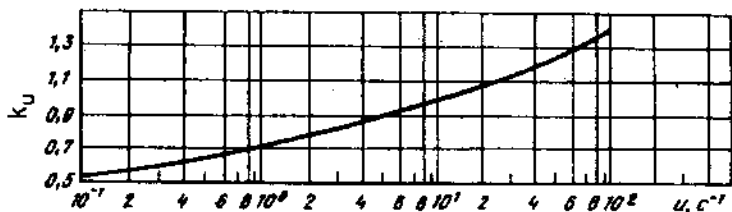
Hình II.39. Hệ số tốc độ k_u của thép 14ΓH; $\sigma_{0,d} = 9,9 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.40. Sức bền biến dạng của thép 12XH 3A (0,13% C; 0,29 % Si; 0,40% Mn; 0,015% S; 0,014% P; 0,98% Cr; 3,02% Ni)

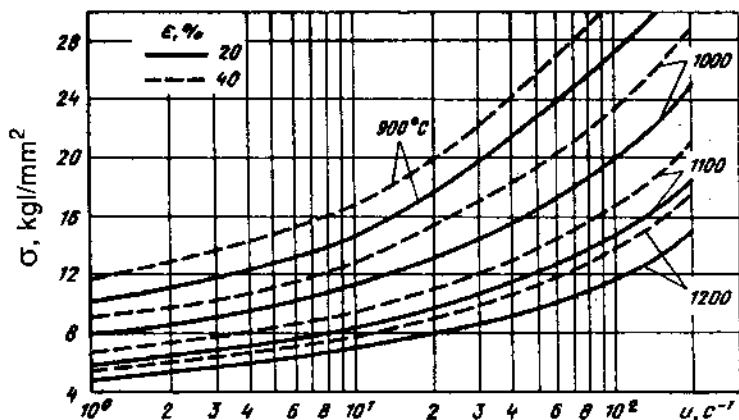


Hình II.41. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 12XH3A

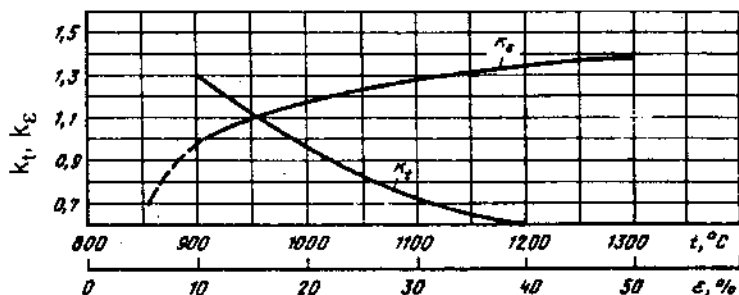


Hình II.42. Hệ số tốc độ k_u của thép 12XH3A;

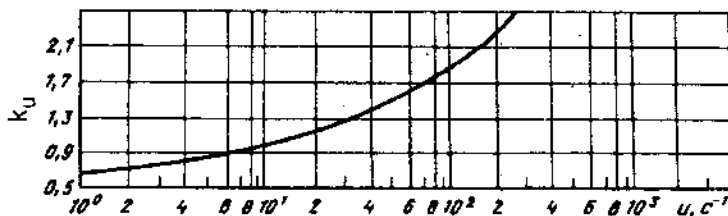
$$\sigma_{0,d} = 10,0 \text{ kg/mm}^2$$



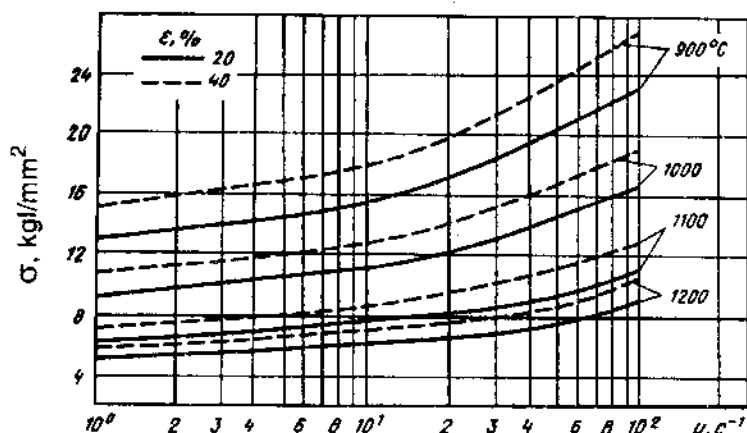
Hình II.43. Sức bền biến dạng của thép 18XIT (0,22% C; 0,25 % Si; 0,86% Mn; $\leq 0,019\%$ S; $\leq 0,023\%$ P; 1,16% Cr; 0,22% Ni)



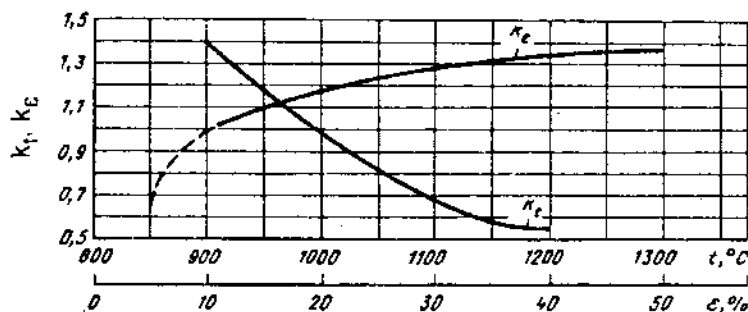
Hình II.44. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 18XIT



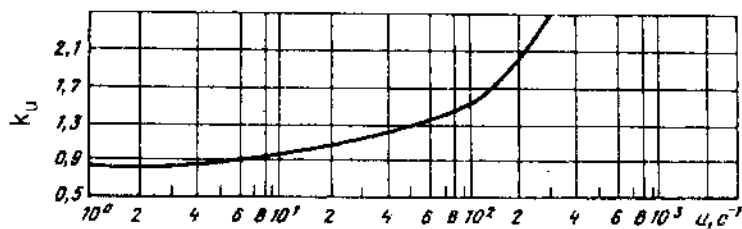
Hình II.45. Hệ số tốc độ k_u của thép 18XIT; $\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kg/mm}^2$



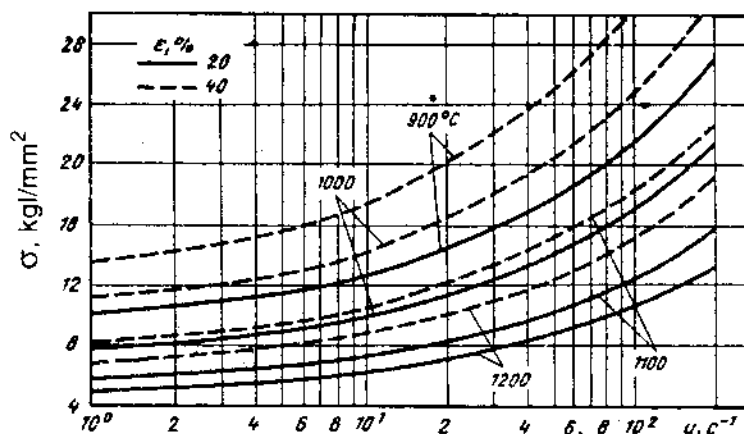
Hình II.46. Sức bền biến dạng của thép 45XH (0,45% C; 0,32 % Si; 0,75% Mn; 0,61% Cr; 1,22% Ni)



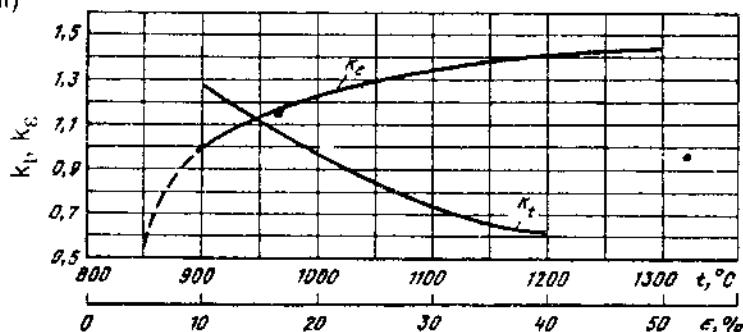
Hình II.47. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 45XH



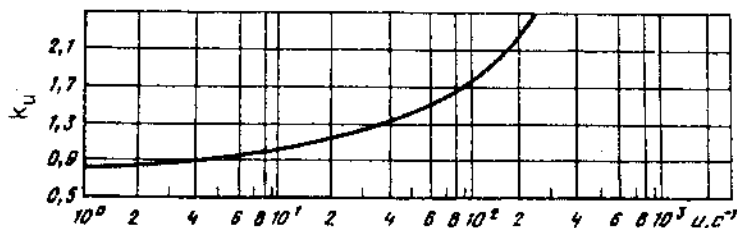
Hình II.48. Hệ số tốc độ k_u của thép 45XH; $\sigma_{0,d} = 9,5$ kgf/mm²



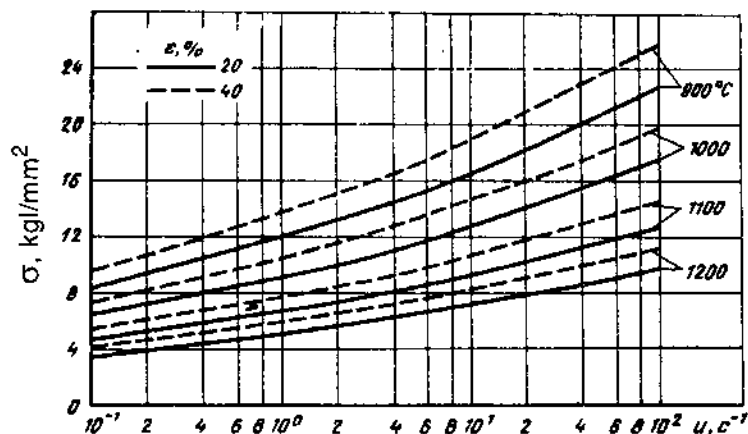
Hình II.49. Sức bền biến dạng của thép 20XΓHP (0,18% C; 0,29 % Si; 0,92% Mn; ≤ 0,016% S; 0,025% P; 0,91% Cr; 0,99% Ni)



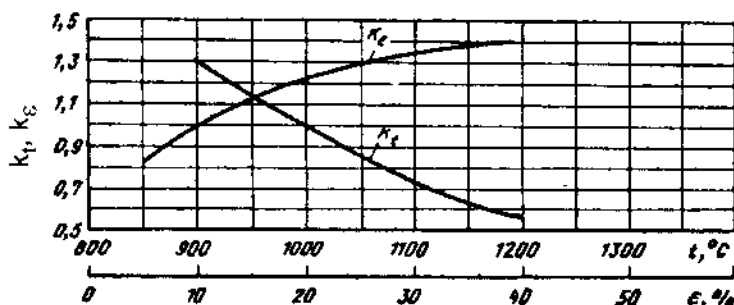
Hình II.50. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức $k_ε$ của thép 20XΓHP



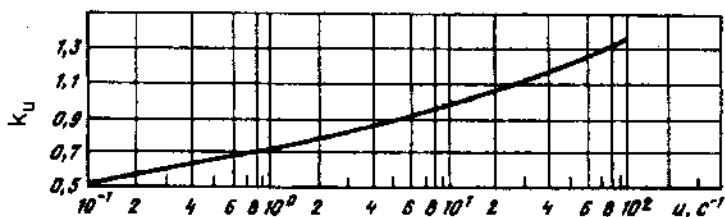
Hình II.51. Hệ số tốc độ k_u của thép 20XΓHP;
 $\sigma_{0,d} = 10,0 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.52. Sức bền biến dạng của thép 30XΓCA (0,31% C; 1,05 % Si; 0,95% Mn; 0,013% S; 0,024% P; 0,96% Cr; 0,10% Ni; 0,10% Cu)

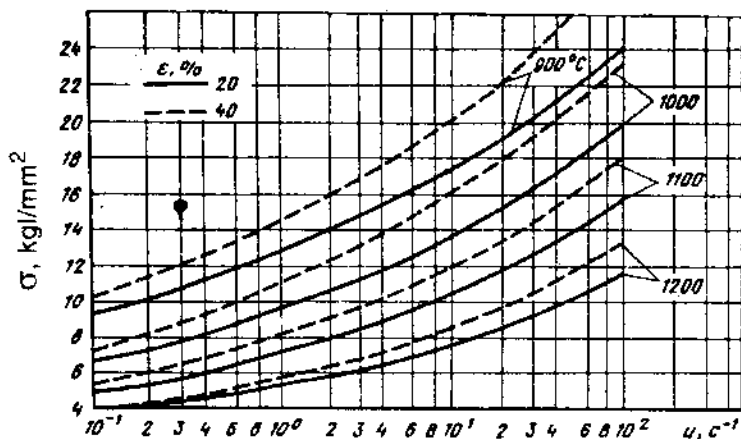


Hình II.53. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 30XΓCA

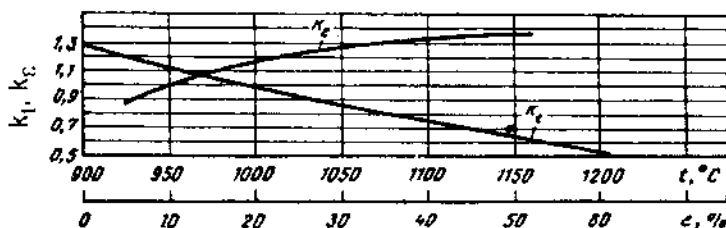


Hình II.54. Hệ số tốc độ k_u của thép 30XΓCA;

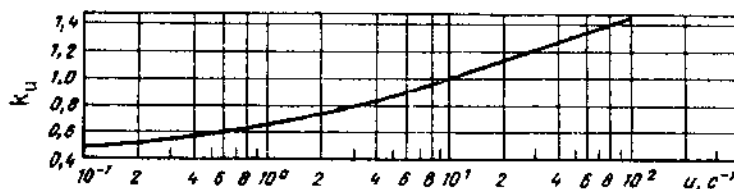
$$\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kgf/mm}^2$$



Hình II.55. Sức bền biến dạng của thép 60C2 (0,56% C; 1,80 % Si; 0,78% Mn; 0,02% S; 0,01% P; 0,13% Cr; 0,30% Ni)

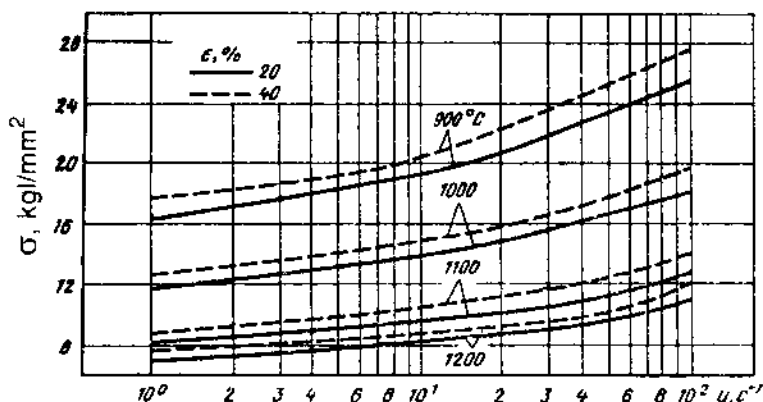


Hình II.56. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 60C2

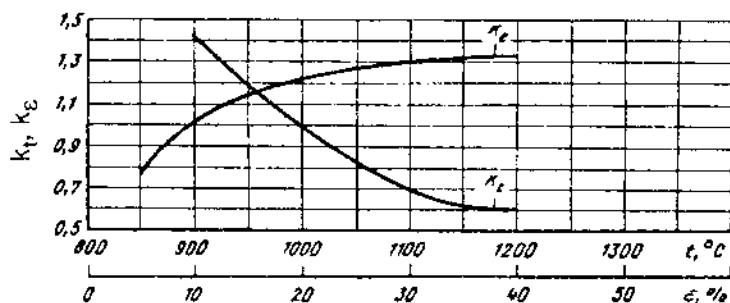


Hình II.57. Hệ số tốc độ k_u của thép 60C2;

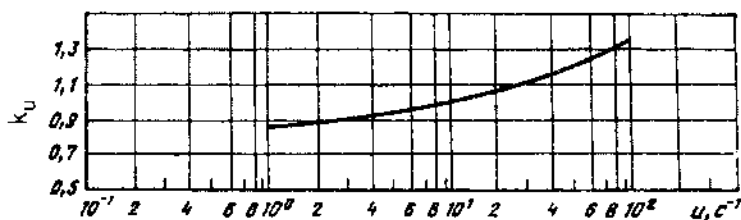
$$\sigma_{0,d} = 11,4 \text{ kg/mm}^2$$



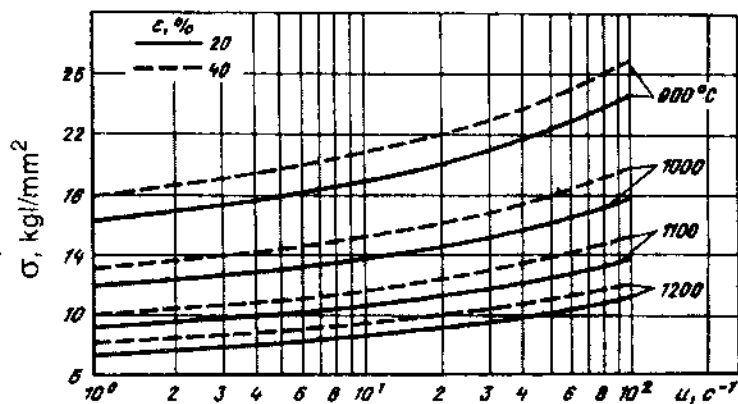
Hình II.58. Sức bền biến dạng của thép biến dạng molipđenmangan (0,35% C; 0,27 % Si; 1,49% Mn; 0,041% S; 0,037% P; 0,03% Cr; 0,11% Ni; 0,28% Mo)



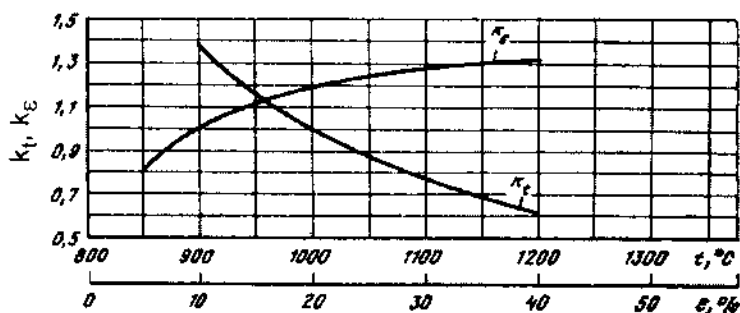
Hình II.59. Hệ số nhiệt độ k_T , hệ số mức k_ϵ của thép molipđenmangan



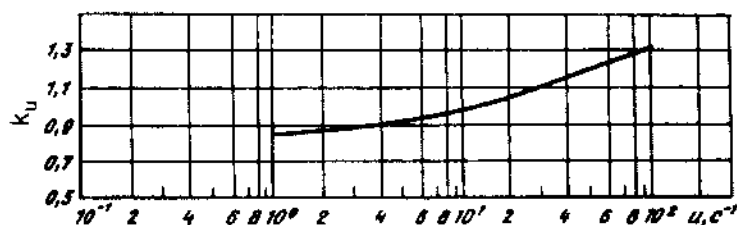
Hình II.60. Hệ số tốc độ k_u của thép molipđenmangan; $\sigma_{0,2} = 11,0 \text{ kg/mm}^2$



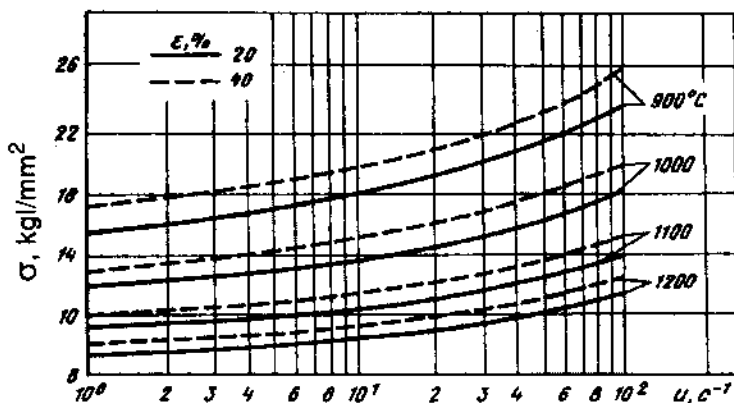
Hình II.61. Sức bền biến dạng của thép Crommolipden (0,26% C; 0,35 % Si; 0,57% Mn; 0,009% S; 0,023% P; 0,03% Cr; 0,29% Ni; 0,49% Mo)



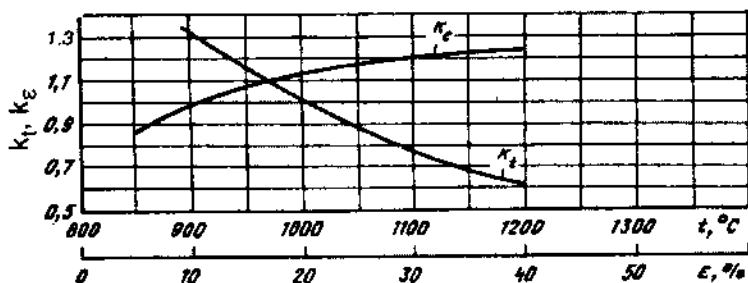
Hình II.62. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép Crommolipden



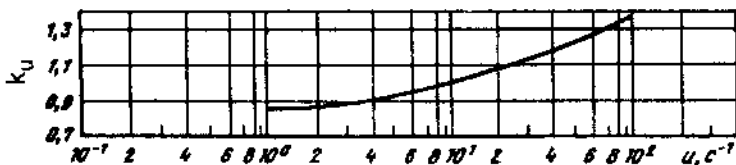
Hình II.63. Hệ số tốc độ k_u của thép Crommolipden; $\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kg/mm}^2$



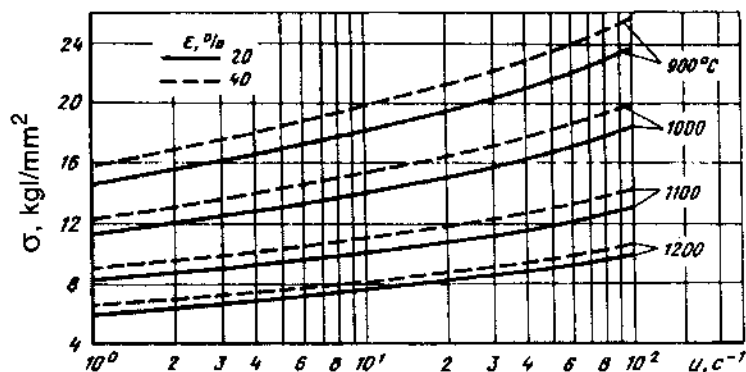
Hình II.64. Sức bền biến dạng của thép silicmangan (0,61% C; 1,58 % Si; 0,94% Mn; 0,038% S; 0,035% P; 0,12% Cr; 0,27% Ni; 0,06% Mo)



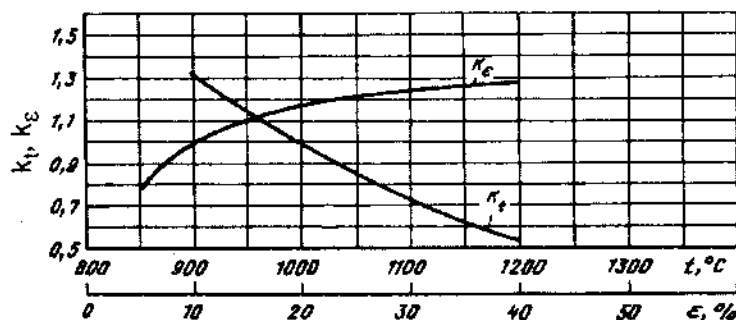
Hình II.65. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép silicmangan



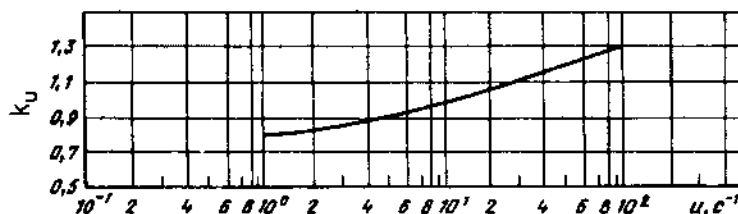
Hình II.66. Hệ số tốc độ k_u của thép silicmangan; $\sigma_{0,2} = 12,0$ kgf/mm²



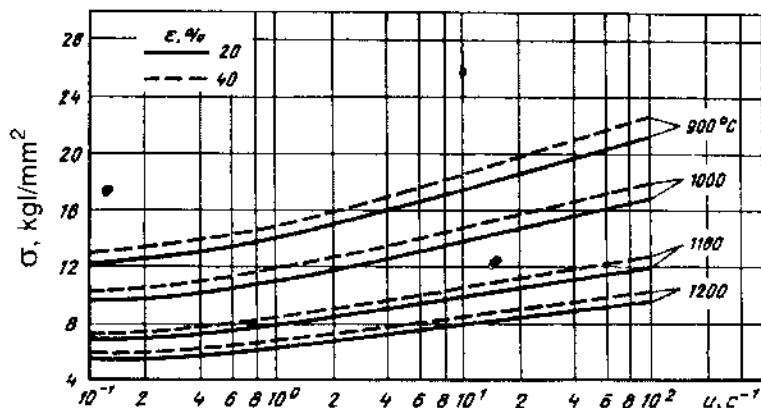
Hình II.67. Sức bền biến dạng của thép Cromnikenmolipđen (0,35% C; 0,27 % Si; 0,66% Mn; 0,023% S; 0,029% P; 0,59% Cr; 2,45% Ni; 0,59 % Mo)



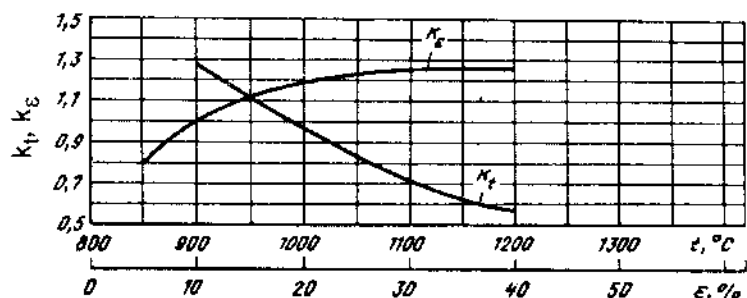
Hình II.68. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép dạng Cromnikenmolipđen



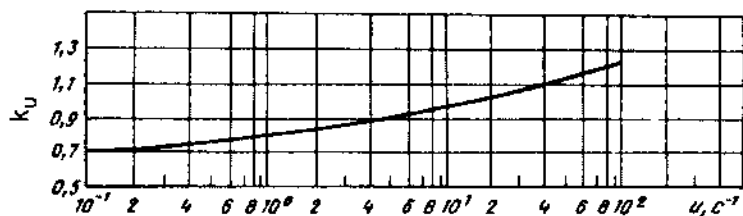
Hình II.69. Hệ số tốc độ k_u của thép Cromnikenmolipđen;
 $\sigma_{0,d} = 12,0 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.70. Sức bền biến dạng của thép 18XHBA (0,16% C; 0,28 % Si; 0,39% Mn; 0,012% S; 0,024% P; 1,46% Cr; 4,22% Ni; 0,05% Mo; 0,80W)

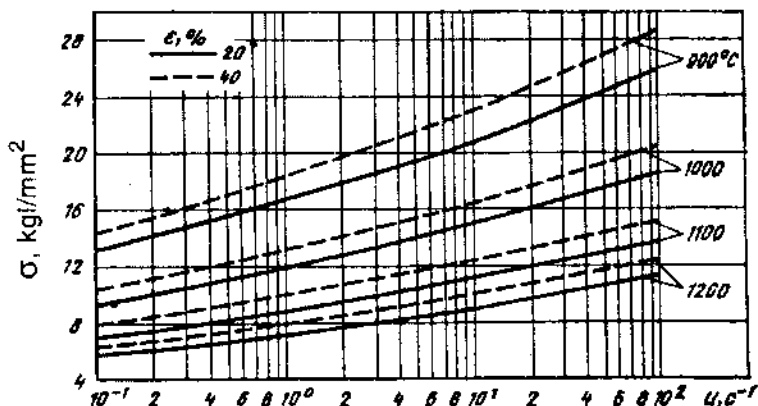


Hình II.71. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức $k_ε$ của thép 18XHBA

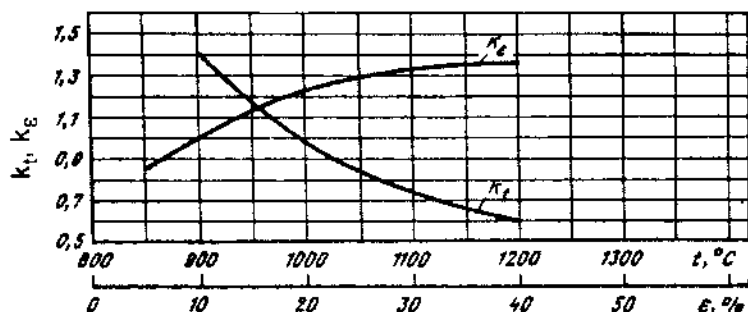


Hình II.72. Hệ số tốc độ k_u của thép 18XHBA;

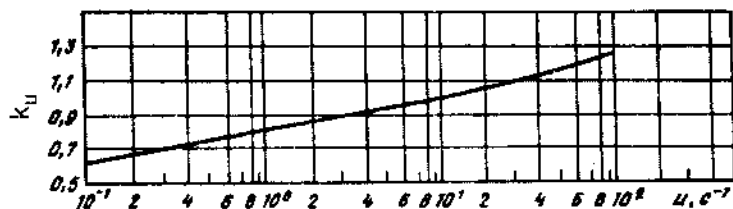
$$\sigma_{0,d} = 11,5 \text{ kgf/mm}^2$$



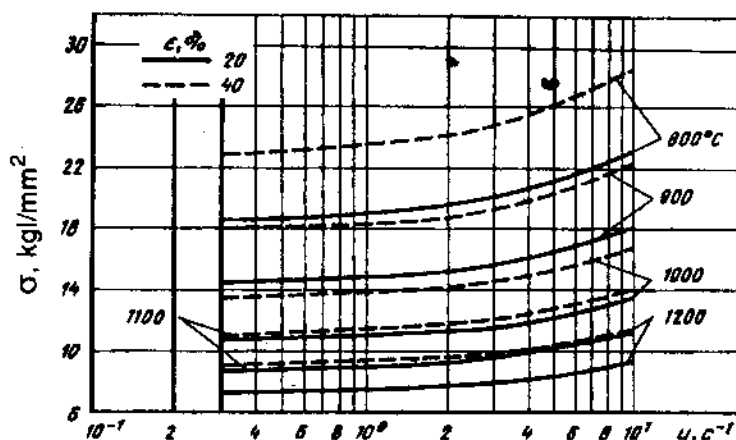
Hình II.73. Sức bền biến dạng của thép XBΓ (0,95% C; 0,22 % Si; 0,91% Mn; 0,012% S; 0,024% P; 1,07% Cr; 0,21% Ni; 1,2% W)



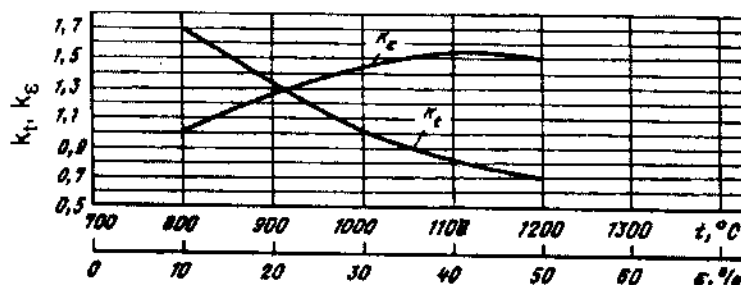
Hình II.74. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_σ của thép XBΓ



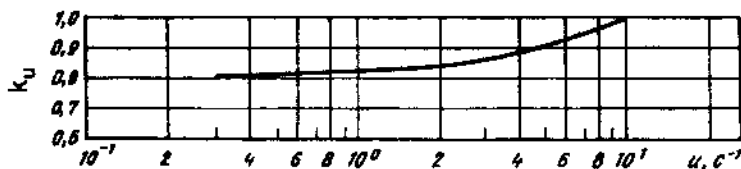
Hình II.75. Hệ số tốc độ k_u của thép XBΓ; $\sigma_{0,d} = 12,0$ kgf/mm²



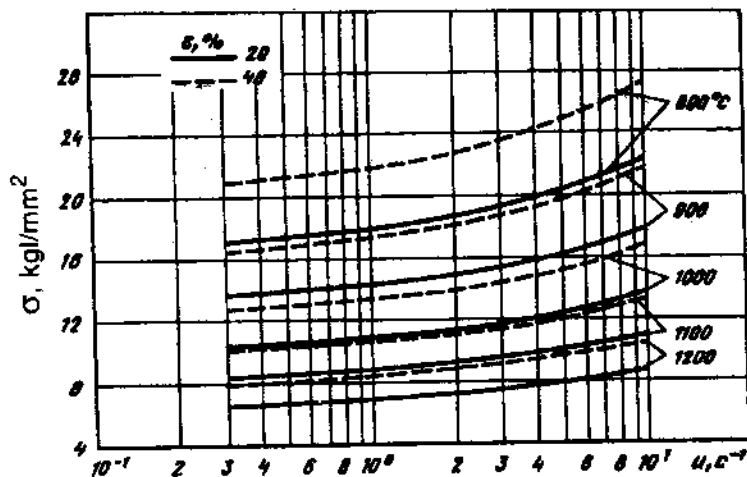
Hình II.76. Sức bền biến dạng của thép 12 XHMΦA (0,12% C; 0,26 % Si; 0,78% Mn; 0,51% Cr; 0,87% Ni; 0,34% Cu; 0,44% Mo)



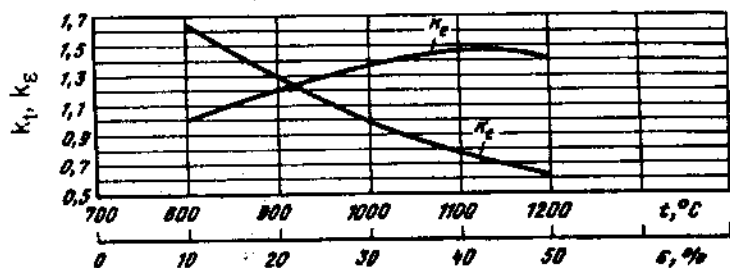
Hình II.77. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 12XHMΦA



Hình II.78. Hệ số tốc độ k_u của thép 12XHMΦA; $\sigma_{0,d} = 10,8 \text{ kgf/mm}^2$



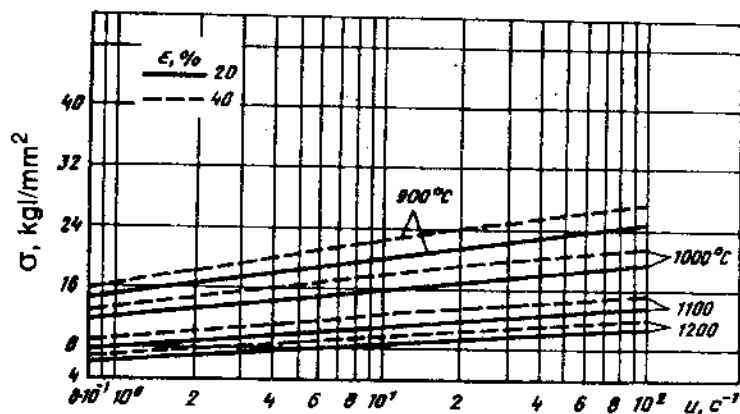
Hình II.79. Sức bền biến dạng của thép 20XΓHM (0,18% C; 0,37 % Si; 1,07% Mn; 0,49% Cr; 0,41% Ni; 0,40% Mo)



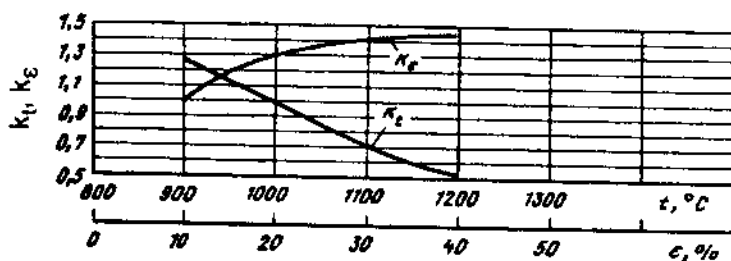
Hình II.80. Hệ số nhiệt độ k_T , hệ số mức k_ϵ của thép 20XΓHM



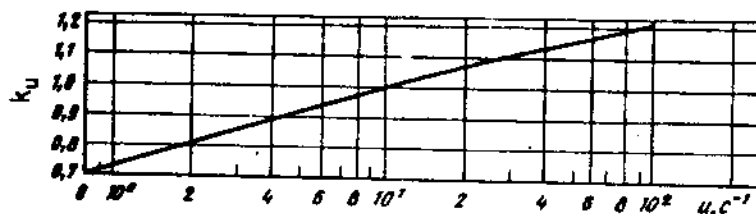
Hình II.81. Hệ số tốc độ k_u của thép 20XΓHM;
 $\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kg/mm}^2$



Hình II.82. Sức bền biến dạng của thép 15X5M (0,15% C; 0,5% Si; 0,45% Mn; 4-6% Cr; 0,6% Mo)

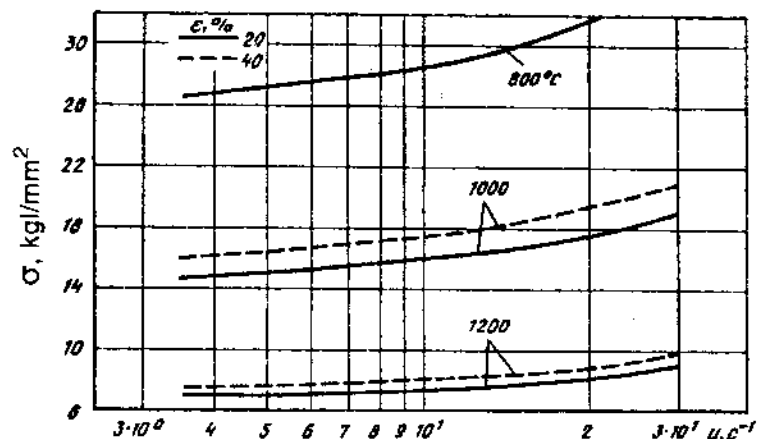


Hình II.83. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 15X5M

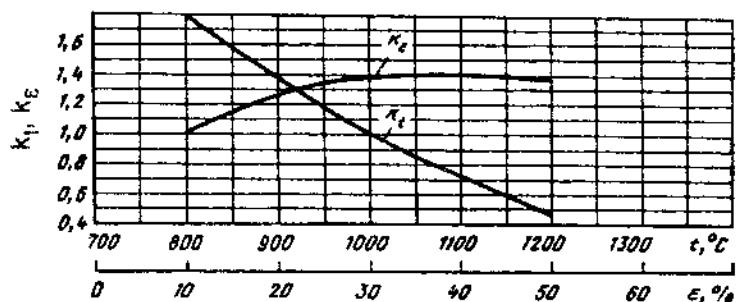


Hình II.84. Hệ số tốc độ k_u của thép 15X5M;

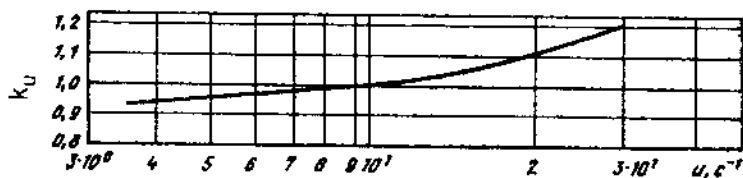
$$\sigma_{0,d} = 12,3 \text{ kg/mm}^2$$



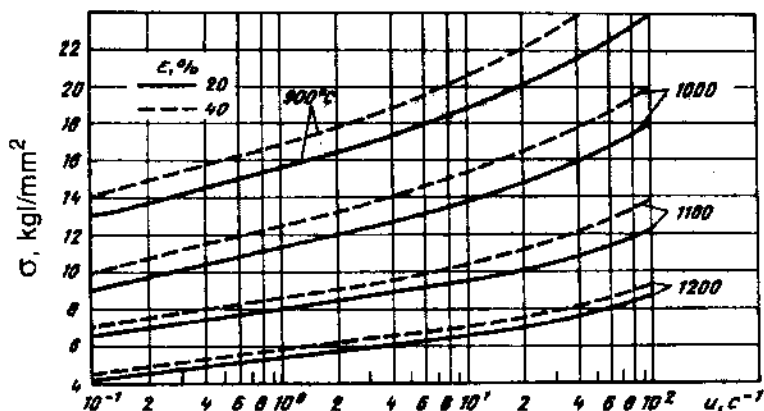
Hình II.85. Sức bền biến dạng của thép 20X5HF2 (0,18% C; 0,36 % Si; 1,68% Mn; 4,36% Cr; 1,22% Ni)



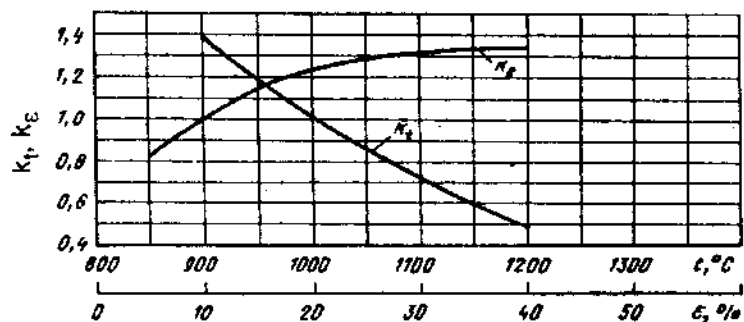
Hình II.86. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_{ϵ} của thép 20X5HF2



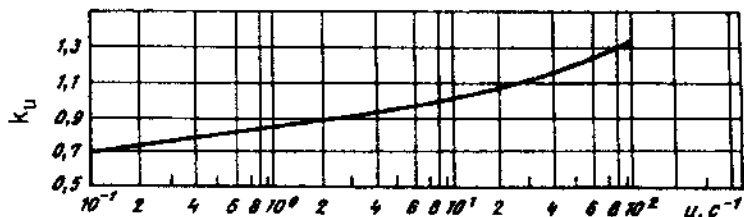
Hình II.87. Hệ số tốc độ k_u của thép 20X5HF2;
 $\sigma_{0,d} = 12,4 \text{ kg/mm}^2$



Hình II.88. Sức bền biến dạng của thép 4X13 (0,35% C; 0,33 % Si; 0,30% Mn; 0,018% S; 0,022% P; 12,67% Cr; 0,10 % Ni)

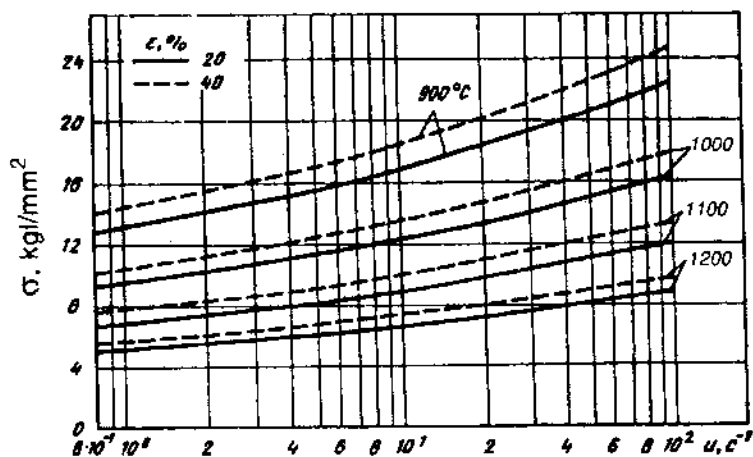


Hình II.89. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 4X13

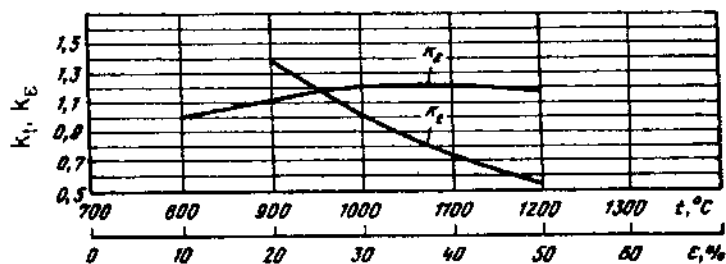


Hình II.90. Hệ số tốc độ k_u của thép 4X13;

$$\sigma_{0,d} = 10,9 \text{ kg/mm}^2$$



Hình II.91. Sức bền biến dạng của thép X16H5M4 Sau khi cán nóng và ủ (0,05% C; 0,45 % Si; 0,68% Mn; 16,47% Cr; 4,71 % Ni; 4,25% Mo)

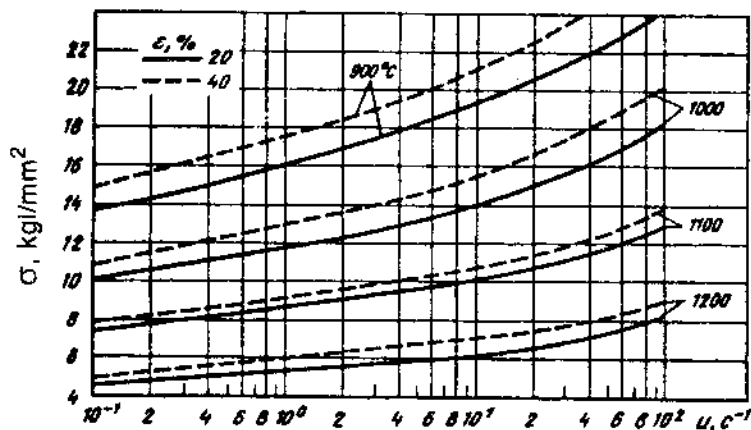


Hình II.92. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép X16H5M4

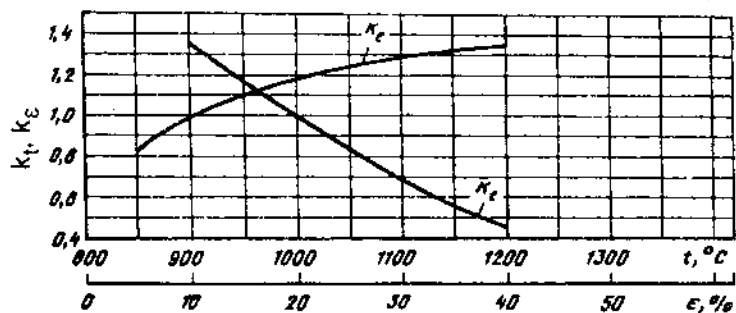


Hình II.93. Hệ số tốc độ k_u của thép X16H5M4;

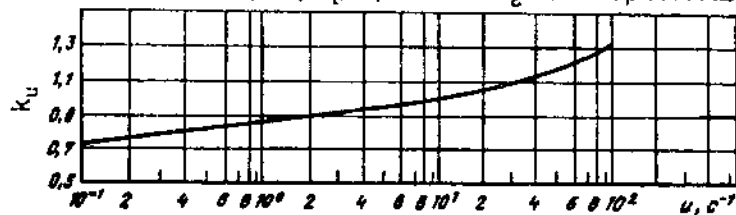
$\sigma_{0,d} = 11,0 \text{ kg/mm}^2$



Hình II.94. Sức bền biến dạng của thép X17H2 (0,13% C; 0,22 % Si; 0,49% Mn; 0,012% S; 0,02 P; 17,80% Cr; 2,06 % Ni)

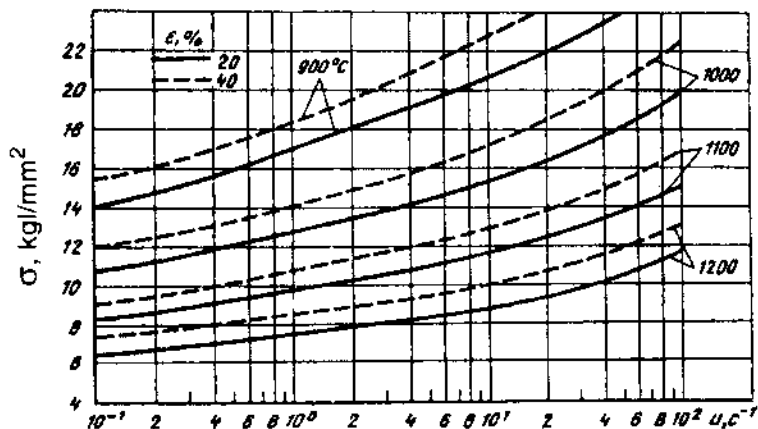


Hình II.95. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép X17H2

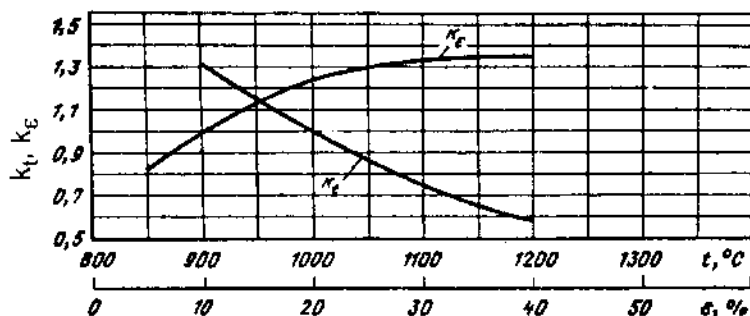


Hình II.96. Hệ số tốc độ k_u của thép X17H2;

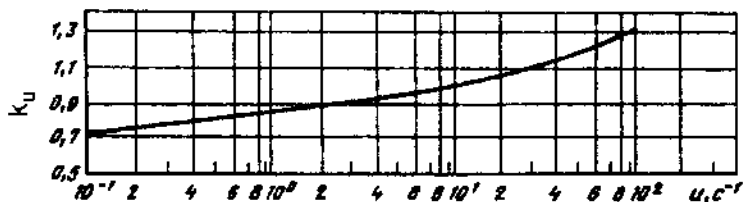
$$\sigma_{0,d} = 11,2 \text{ kgf/mm}^2$$



Hình II.97. Sức bền biến dạng của thép X18H9T (0,07% C; 0,47% Si; 0,82% Mn; 0,011% S; 0,03% P; 17,80% Cr; 10,50% Ni; 0,20% Ti)

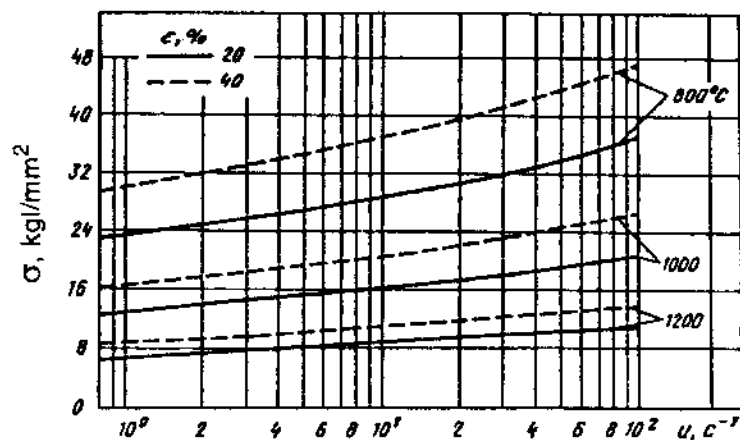


Hình II.98. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép X18H9T

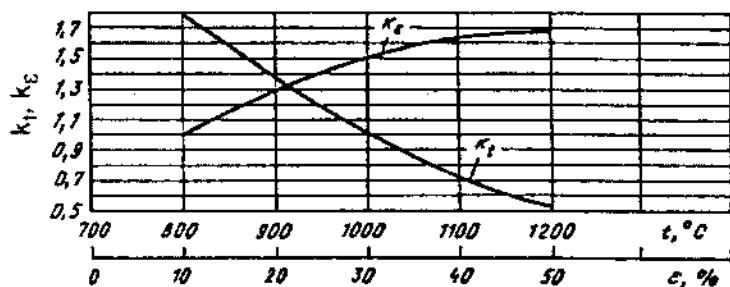


Hình II.99. Hệ số tốc độ k_v của thép X18H9T;

$$\sigma_{0,d} = 12,2 \text{ kgf/mm}^2$$



Hình II.100. Sức bền biến dạng của thép 12X17 (0,08% C; 0,45 % Si; 0,43% Mn; 17, 38% Cr; 0,31 % Ni)

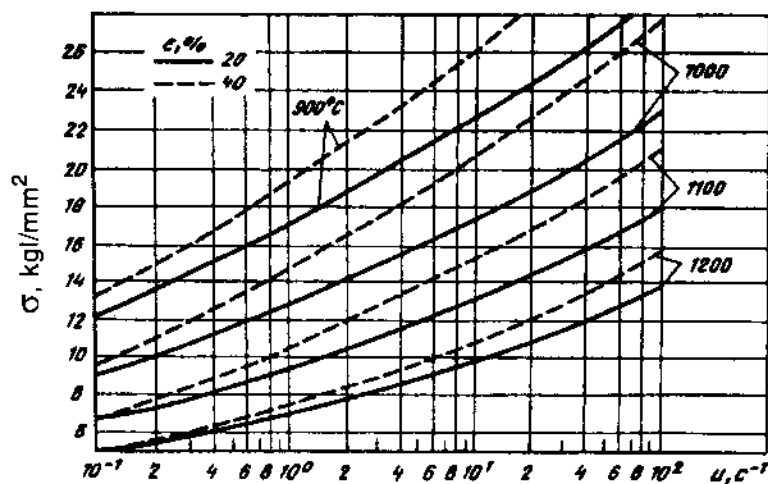


Hình II.101. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_σ của thép 12X17

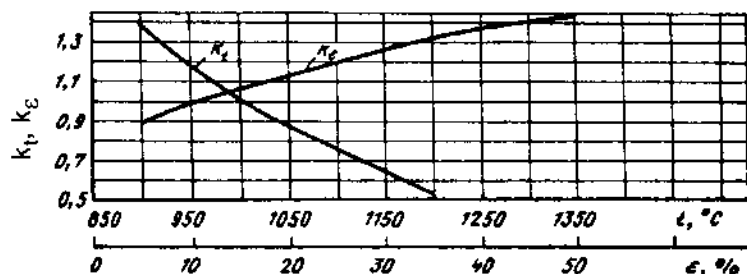


Hình II.102. Hệ số tốc độ k_v của thép 12X17;

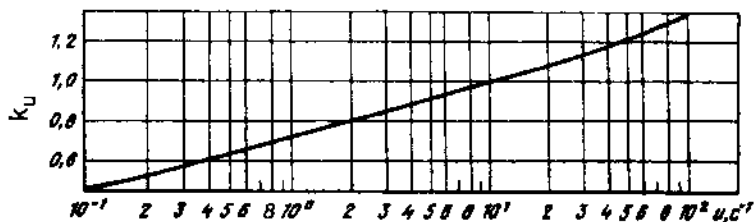
$$\sigma_{0,d} = 12,5 \text{ kgf/mm}^2$$



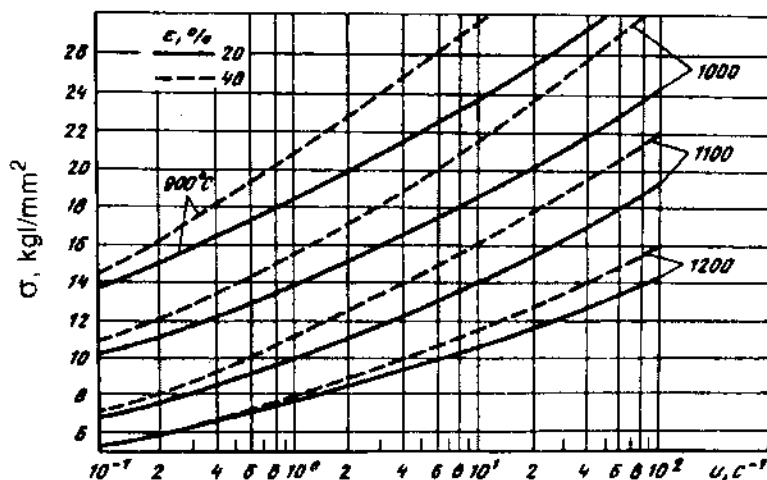
Hình II.103. Sức bền biến dạng của thép X18H12M2T (0,09% C; 0,60% Si; 1,00% Mn; 0,017% Si; 0,031% P; 17,20% Cr; 11,80% Ni; 0,58% Ti; 2,30% Mo)



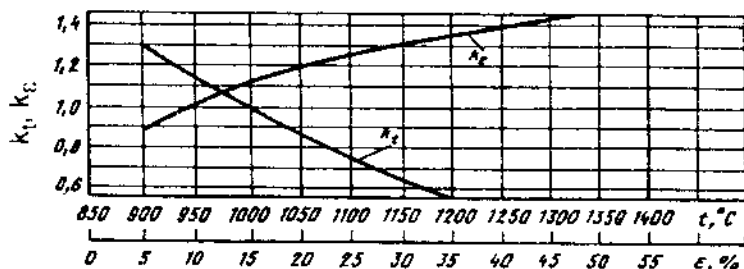
Hình II.104. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép X18H12M2T



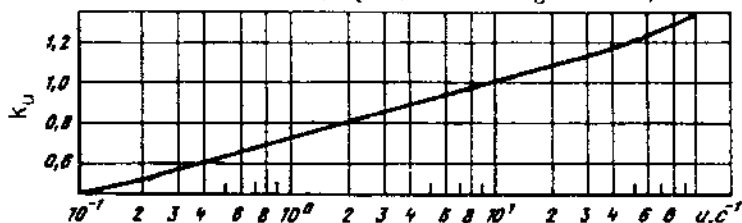
Hình II.105. Hệ số tốc độ k_u của thép X18H12M2T;
 $\sigma_{0,2} = 14,7 \text{ kg/mm}^2$



Hình II.106. Sức bền biến dạng của thép P18 (0,69% C; 0,22% Si; 0,14% Mn; 0,024 % S; 0,005% P; 4,10% Cr; 19,00 % W; 1,10% V)

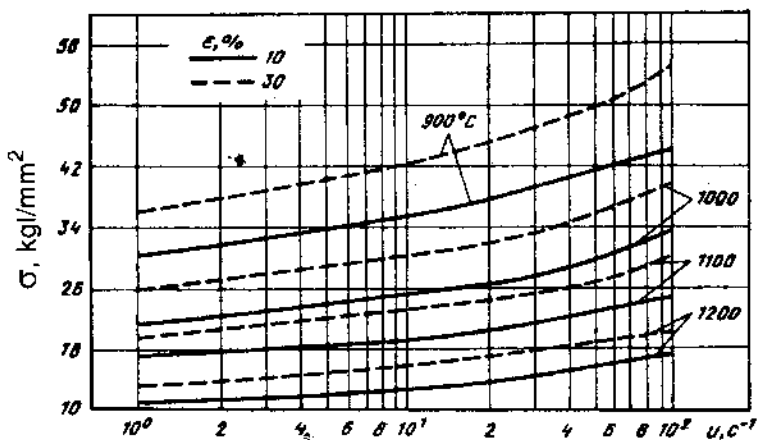


Hình II.107. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép P18

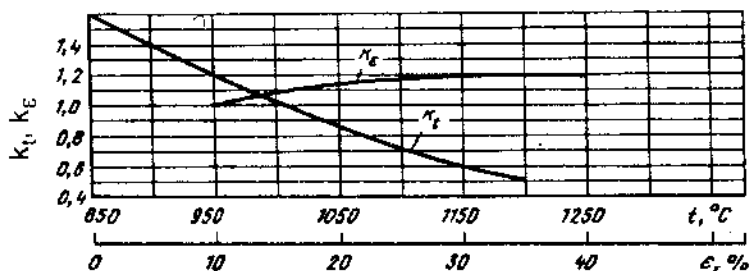


Hình II.108. Hệ số tốc độ k_u của thép P18;

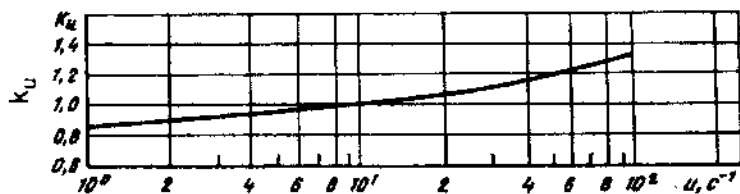
$$\sigma_{0,d} = 15,9 \text{ kgf/mm}^2$$



Hình II.109. Sức bền biến dạng của thép X20H80

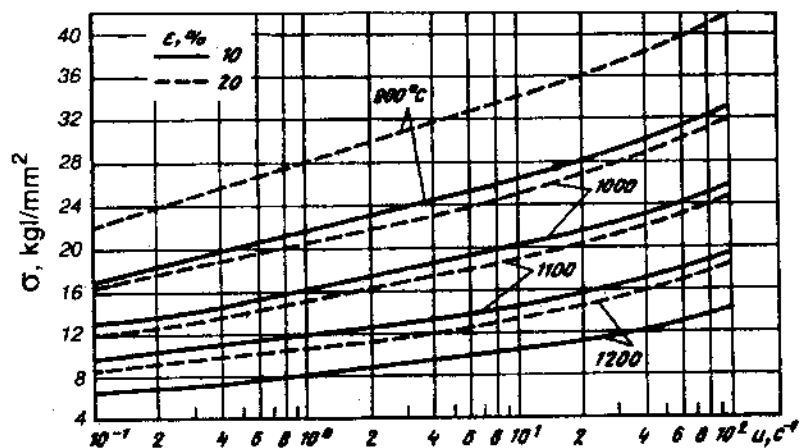


Hình II.110. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép X20H80

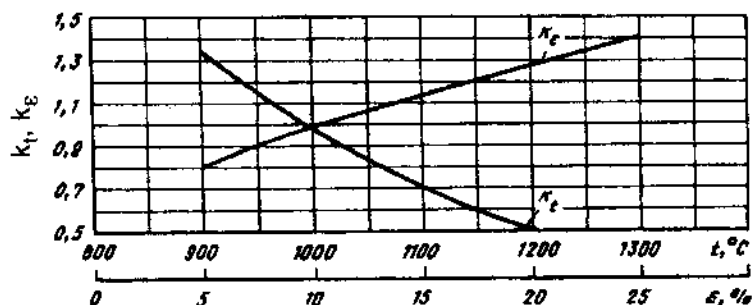


Hình II.111. Hệ số tốc độ k_u của thép X20H80;

$\sigma_{0,d} = 25 \text{ kg/mm}^2$



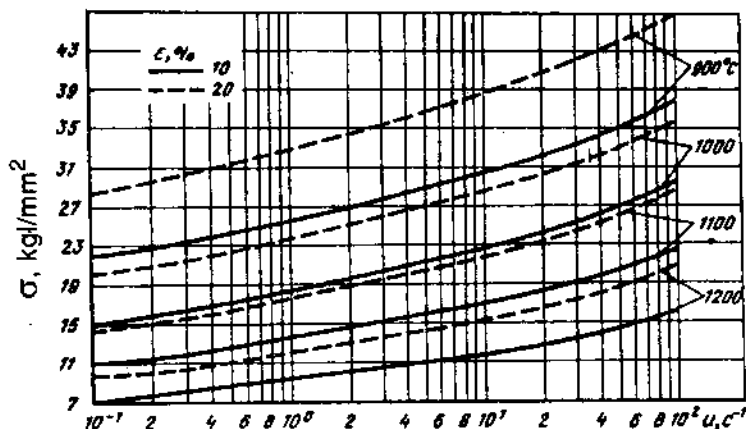
Hình II.112. Sức bền biến dạng của thép XH78T (0,07% C; 0,53% Si; 0,45% Mn; 0,006% S; 0,005% P; 20,90% Cr; 76,70 Ni; 0,28% Ti; 0,03% Cu; 0,06% Al)



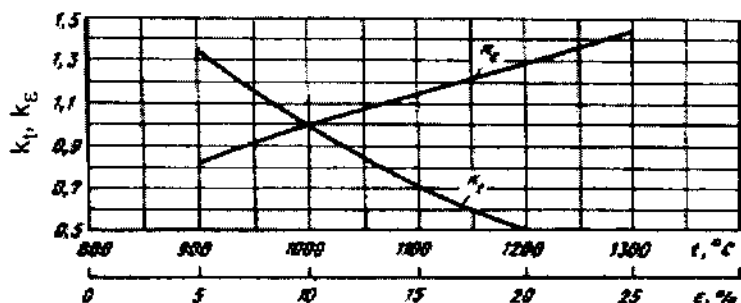
Hình II.113. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép XH78T (3H435)



Hình II.114. Hệ số tốc độ k_u của thép XH78T; $\sigma_{0,d} = 19,6 \text{ kgf/mm}^2$



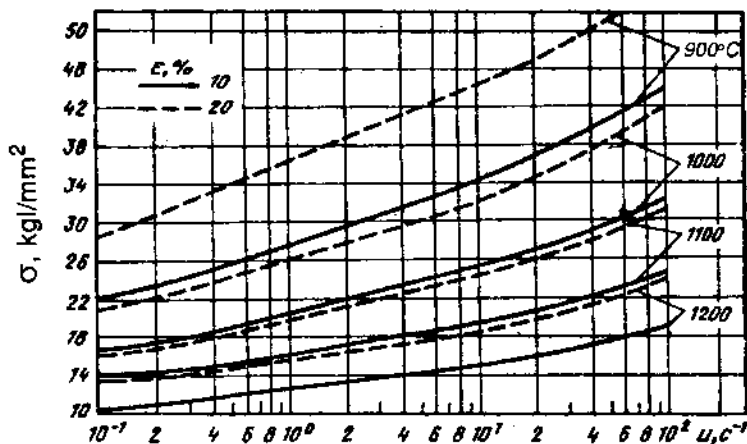
Hình II.115. Sức bền biến dạng của hợp kim XH75MБTIO (0,06% C; 0,65% Si; 0,26% Mn; 0,006% S; 0,009% P; 21,00% Cr; 72,00 Ni; 0,60% Ti; 0,02% Cu; 0,05% Al; 2,16% Mo; 1,13% Nb)



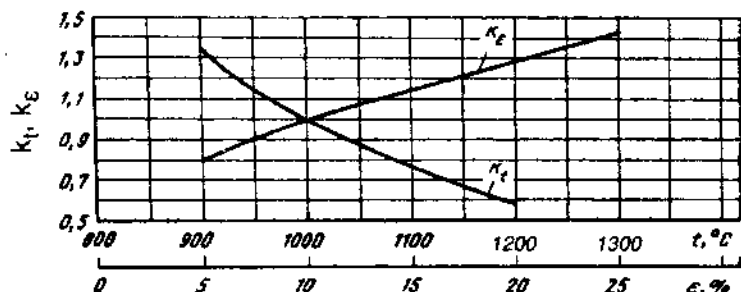
Hình II.116. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim XH75MБTIO



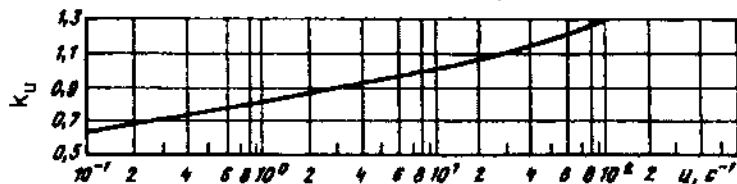
Hình II.117. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim XH75MБTIO;
 $\sigma_{0,d} = 22,2 \text{ kg/mm}^2$



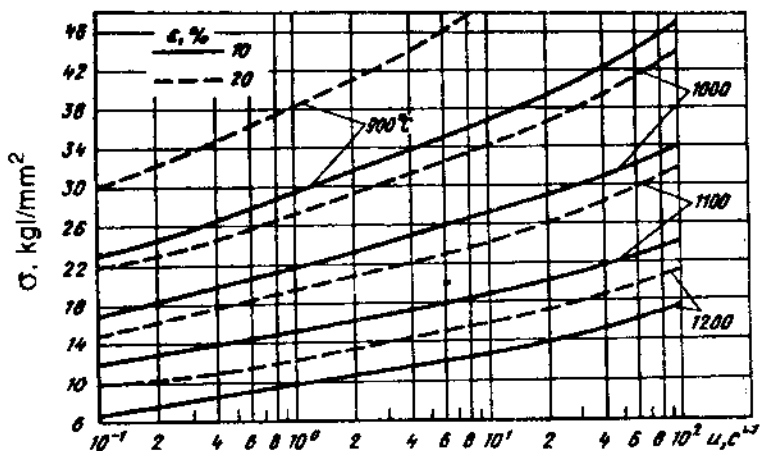
Hình II.118. Sức bền biến dạng của hợp kim BЖ98 (0,07% C; 0,36% Si; 0,25% Mn; 0,006% S; 0,007% P; 24,50% Cr; 59,40 Ni; 0,45% Ti; 0,38% Al; 13,6% W; 0,99% Mo)



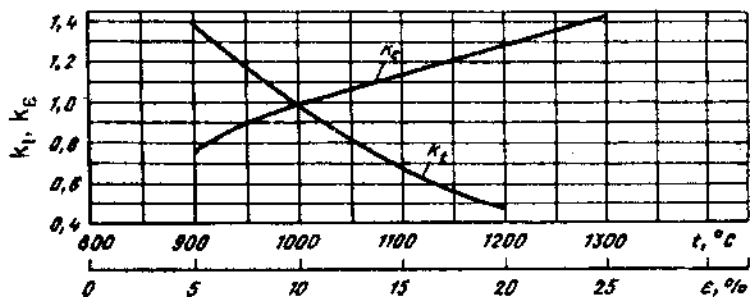
Hình II.119. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim BЖ98



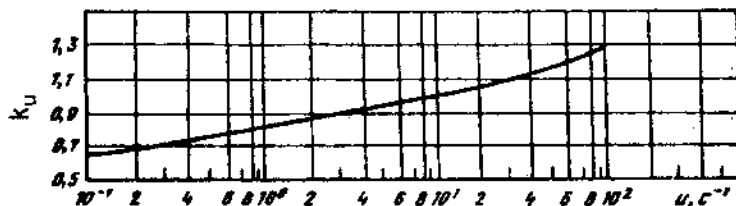
Hình II.120. Hệ số tốc độ k_v của hợp kim BЖ98;
 $\sigma_{0,d} = 25,0 \text{ kg/mm}^2$



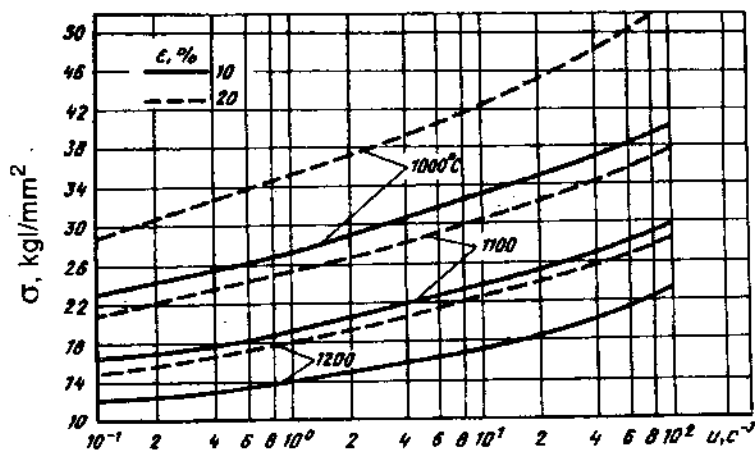
Hình II.121. Sức bền biến dạng của hợp kim XH70Ю



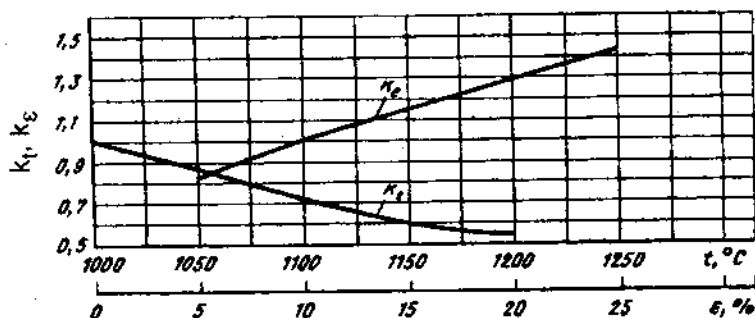
Hình II.122. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim XH70Ю



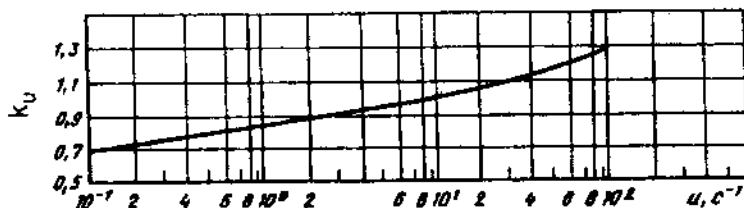
Hình II.123. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim XH70Ю;
 $\sigma_{0,d} = 26,6 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.124. Sức bền biến dạng của hợp kim 3M661

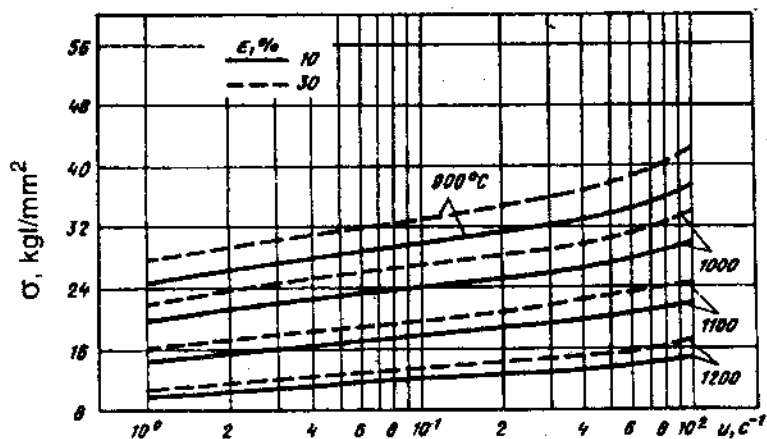


Hình II.125. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim 3M661

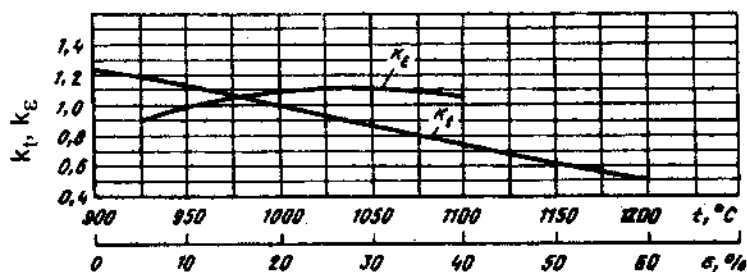


Hình II.126. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim 3M661;

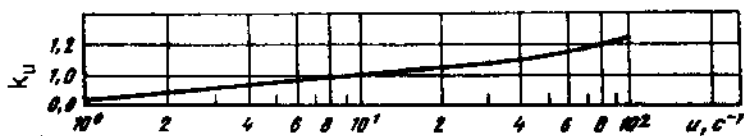
$$\sigma_{0,d} = 33,0 \text{ kgf/mm}^2$$



Hình II.127. Sức bền biến dạng của thép 3Π311

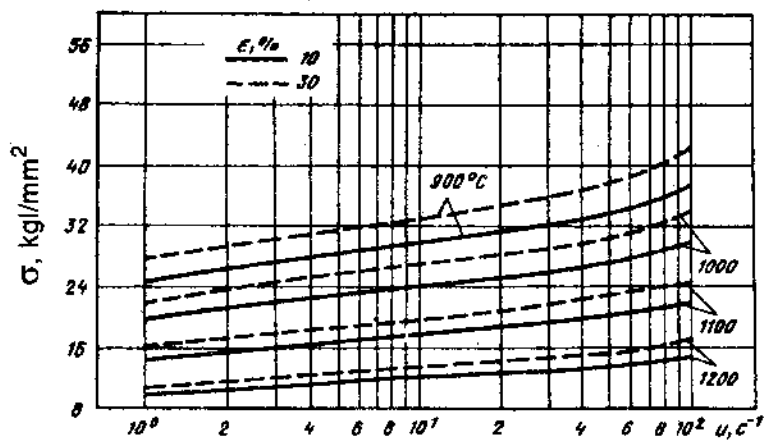


Hình II.128. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 3Π311

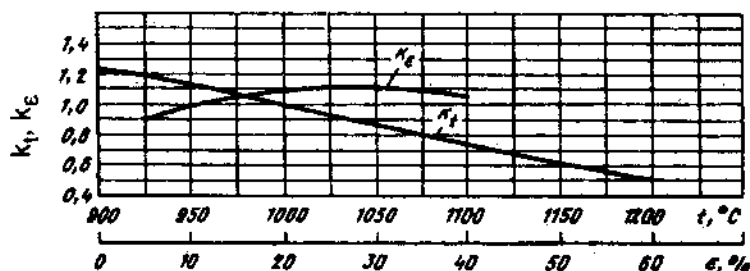


Hình II.129. Hệ số tốc độ k_u của thép 3Π311;

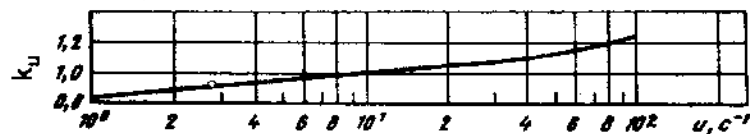
$\sigma_{0,d} = 24,0 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.130. Sức bền biến dạng của hợp kim 3Π99

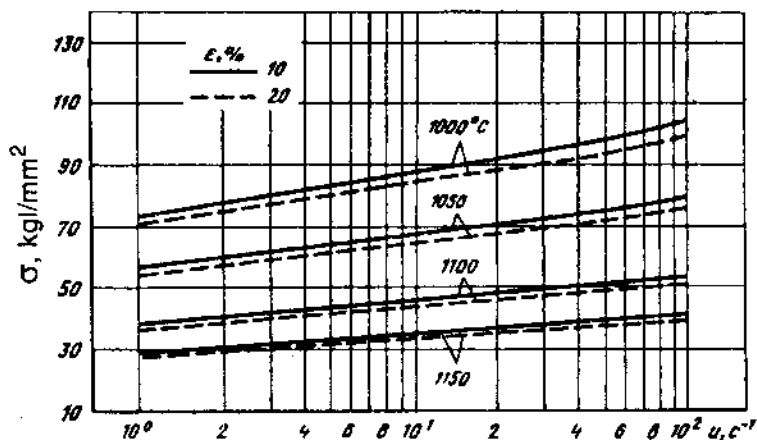


Hình II.131. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim 3Π99

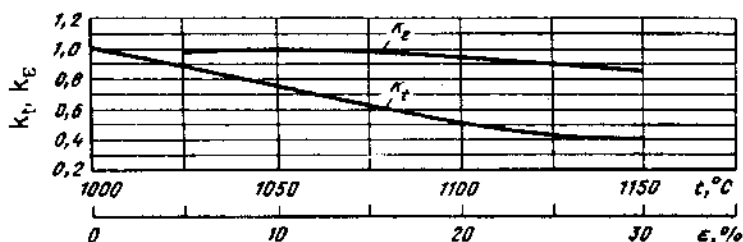


Hình II.132. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim 3Π99;

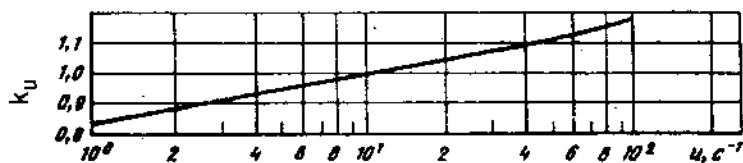
$\sigma_{0,d} = 60 \text{ kg/mm}^2$



Hình II.133. Sức bền biến dạng của thép 3Π220 (0,04% C; 0,17% Si; 0,02% Mn; 0,006% S; 0,008% P; 9,68% Cr; 2,35% Ti; 4,17% Al; 5,3% W; 5,43% Mo; 0,32% V; 0,6% Fe; 15,37% Co; còn lại Ni)



Hình II.134. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của thép 3Π220



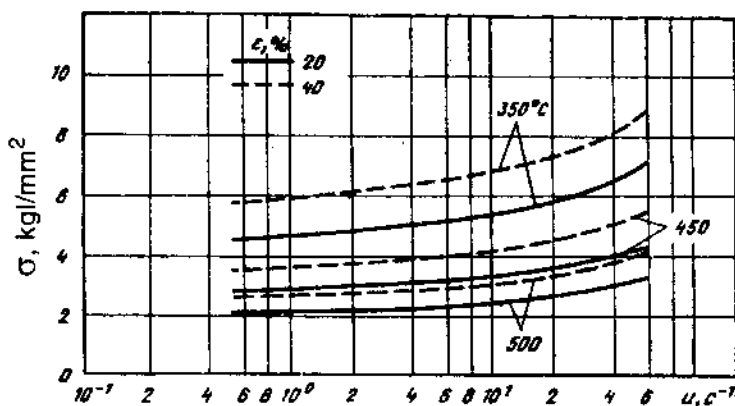
Hình II.135. Hệ số tốc độ k_u của thép 3Π220; $\sigma_{0,d} = 88 \text{ kg/mm}^2$

BẢNG II.10. SỐ LIỆU ĐỂ SỬ DỤNG CÁC ĐỒ THỊ SỨC BỀN BIẾN DẠNG TÙY THEO NHIỆT ĐỘ, MỨC VÀ TỐC ĐỘ BIẾN DẠNG VÀ CÁCH XÁC ĐỊNH SỨC BỀN BIẾN DẠNG THEO PHƯƠNG PHÁP CÁC HỆ SỐ NHIỆT - CƠ TRÌNH BÀY TRÊN CÁC HÌNH II.136 - II.173

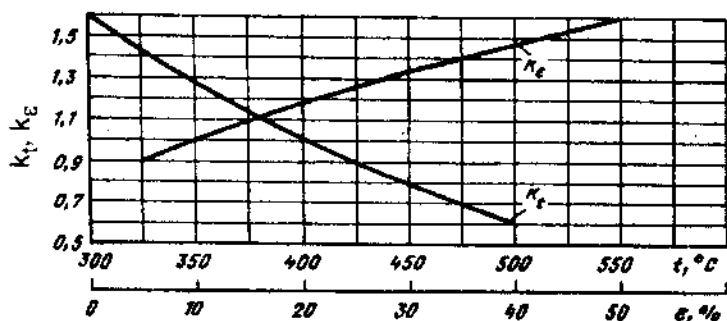
Kim loại, hợp kim	Số thử tự hình vẽ để xác định			Các thông số nhiệt - cơ			$\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,2}}$	Các thông số nhiệt - cơ				Nguồn tư liệu
	σ_s , KTC/mm ²	k_t, k_s	k_b	$t, ^\circ\text{C}$	$\varepsilon, \%$	u, c^{-1}		$t, ^\circ\text{C}$	$\varepsilon, \%$	u, c^{-1}		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
Nhóm và các hợp kim nhôm												
Nhóm kỹ thuật	II.136	II.137	II.138	-75--600	20-40	0,2-100	3,6	400	10	10	[10]	
tinh khiết ($\geq 98,80\%$)												
AMu	II.139	II.140	II.141	300-500	5-50	0,5-60	4,8	400	10	10	[10, 38]	
AMr	II.146	-	-	20-480	30-50	0,25-60	5,5	400	10	10	[39]	
Д16	II.142	II.143	II.144	300-450	5-50	0,5-60	9,1	400	10	10	[10, 38]	
Титан АК8	II.145	-	-	300-500	20-40	1-30	9,5	400	10	10	[40]	
AMr6	II.147	II.148	II.149	300-450	5-50	0,5-60	10,5	400	10	10	[10, 38]	
B95-4	II.150	-	-	350-450	20-40	0,01-10	-	400	10	10	[2]	
CAП1	II.151	II.152	II.153	350-450	20-40	0,01-100	15,2	400	10	10	[41]	
Magne và các hợp kim magne												
Magne kỹ thuật tinh khiết (99,90%)	II.154	-	-	200-500	20-40	0,1-100	4,5	400	10	10	[23]	

Phần tiếp theo bản II.10

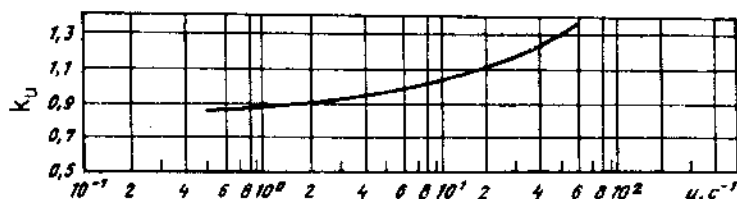
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Titan và các hợp kim titan											
Titan kỹ thuật tinh khiết (99,90%)	II.155	-	-	600-900	20-40	0,1-10	2,0	1000	10	10	[23]
BT-1-0	II.156	-	-	700-1000	10-50	0,1-20	3,0	1000	10	10	[42]
BT3-1	II.157	-	-	800-1100	20	0,1-20	9,0	1000	10	10	[42]
BT-5-1	II.158	-	-	900-1100	20-50	0,1-20	9,5	1000	10	10	[42]
BT14	II.159	-	-	800-1100	20-40	0,1-20	10,0	1000	10	10	[43]
Các kim loại màu nặng và các hợp kim của chúng											
Đồng	II.160	II.161	II.162	450-950	10-80	0,2-40	9,5	600	40	5	[2, 9]
Kẽm	II.163	II.164	II.165	150-340	10-80	0,2-40	6,5	200	40	5	[2, 9]
Niken	II.166	II.167	II.168	600-1250	10-80	0,2-40	16,7	800	40	5	[2, 9]
Đồng thau	II.169	II.170	II.171	450-850	10-80	0,2-40	11,0	600	40	5	[2, 9]
Chì	II.172	-	-	22-300	40-80	0,04-100	2,0	100	10	10	[44]
Thiếc	II.173	-	-	20-100	20-40	0,01-100	6,5	100	10	10	[45]



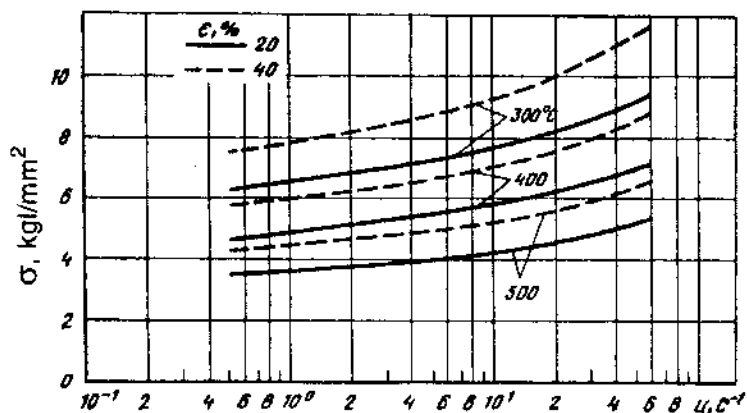
Hình II.136. Sức bền biến dạng của nhôm kỹ thuật tinh khiết ($\geq 98,80\%$)



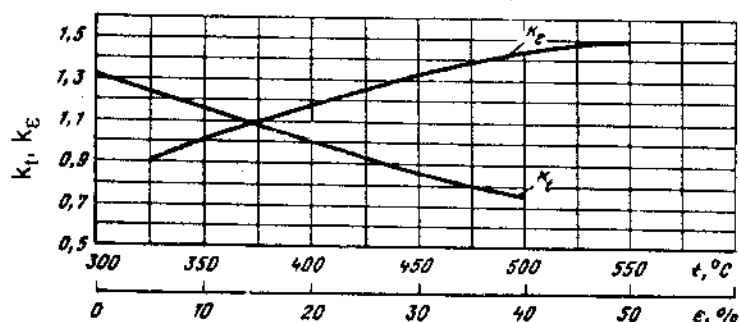
Hình II.137. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của nhôm kỹ thuật tinh khiết ($\geq 98,80\%$)



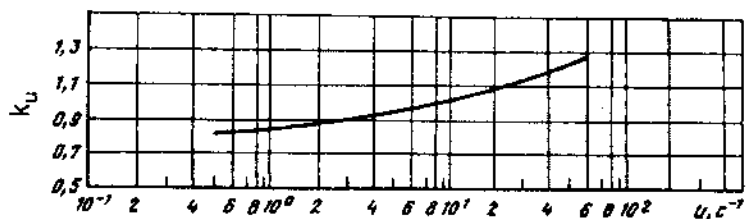
Hình II.138. Hệ số tốc độ k_u của nhôm kỹ thuật tinh khiết ($\geq 98,80\%$); $\sigma_{0,d} = 3,6 \text{ kg/mm}^2$



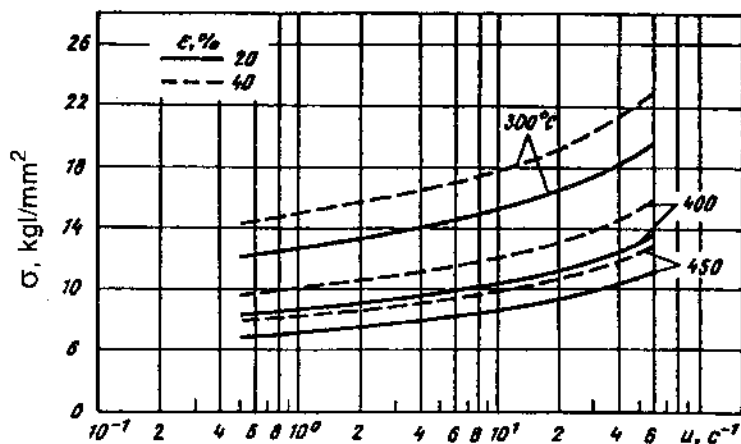
Hình II.139. Sức bền biến dạng của hợp kim nhôm AMu (1,0 - 1,6% Mn; < 0,05% Mg; < 0,4 - 0,6% Si; 0,5 - 0,7 Fe; 0,2 - 0,5% Cu; còn lại Al)



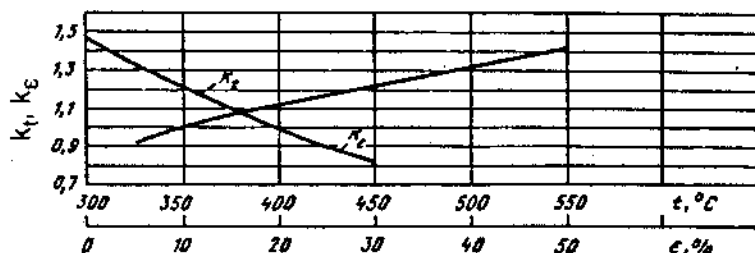
Hình II.140. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim nhôm AMu



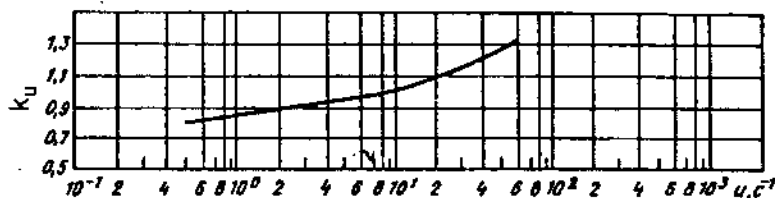
Hình II.141. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim nhôm AMu ;
 $\sigma_{0,d} = 4,8 \text{ kgf/mm}^2$



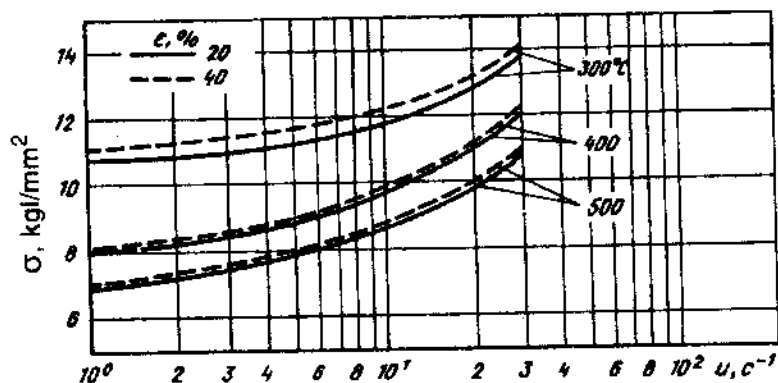
Hình II.142. Sức bền biến dạng của hợp kim nhôm D16 (3,8 - 4,5 % Cu; 1,2-1,8% Mg; 0,3-0,9 Mn; < 0,5% Si; < 0,5% Fe; còn lại Al)



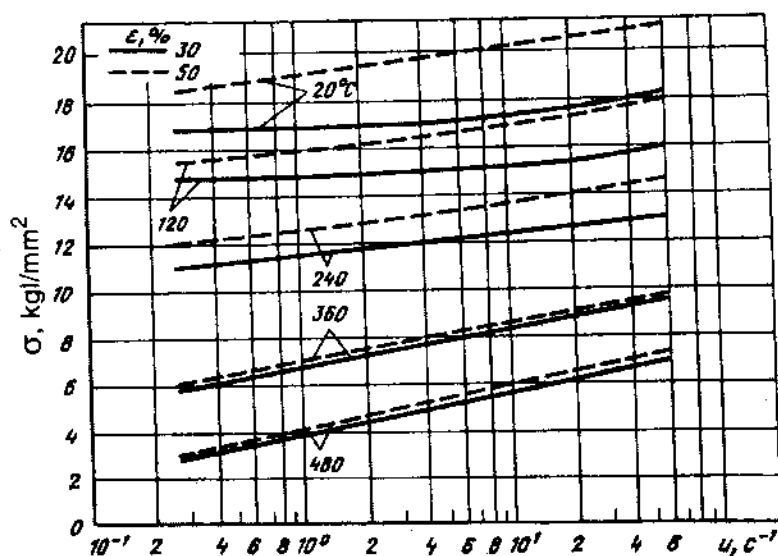
Hình II.143. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim nhôm D16



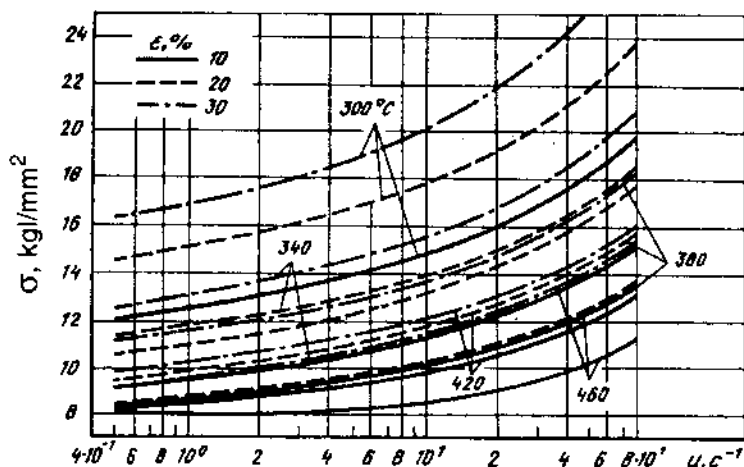
Hình II.144. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim nhôm D16;
 $\sigma_{0.2} = 9,1 \text{ kg/mm}^2$



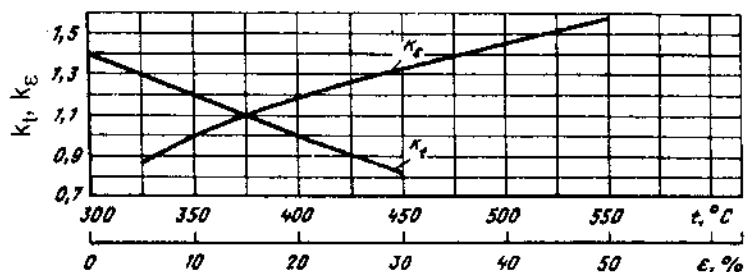
Hình II.145. Sức bền biến dạng của hợp kim AK8 (4,4% Cu; 0,80% Mn; 0,56% Mg; 0,90% Si; 0,36% Fe; còn lại Al)



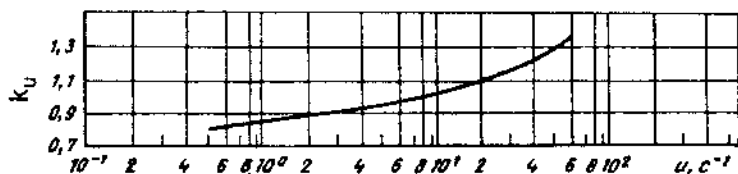
Hình II.146. Sức bền biến dạng của hợp kim AMr (0,9% Mg; 0,11% Si; 0,27% Fe; 0,14% Cr; còn lại Al)



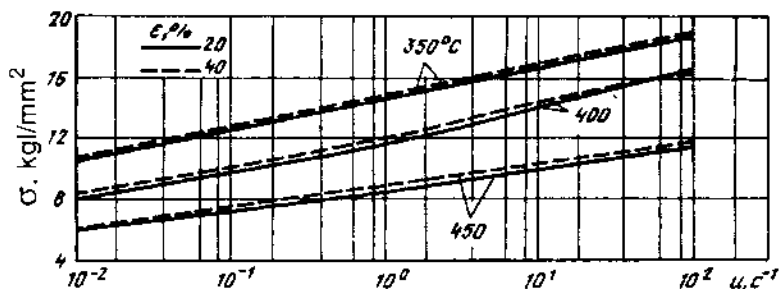
Hình II.147. Sức bền biến dạng của hợp kim nhôm AMr6 (5,8 - 6,8% Mg; 0,5 - 0,8% Mn; 0,02 - v, 10% Ti; 0,005 - 0,0005% Be; còn lại Al)



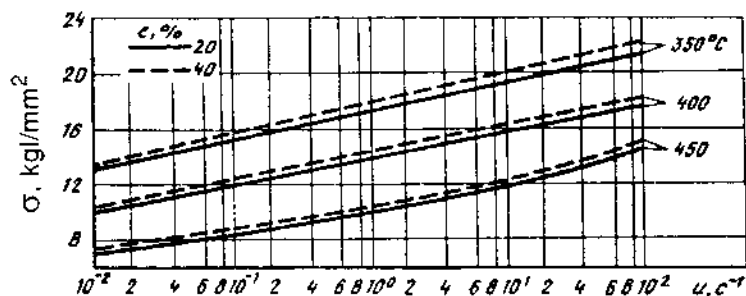
Hình II.148. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của hợp kim nhôm AMr6



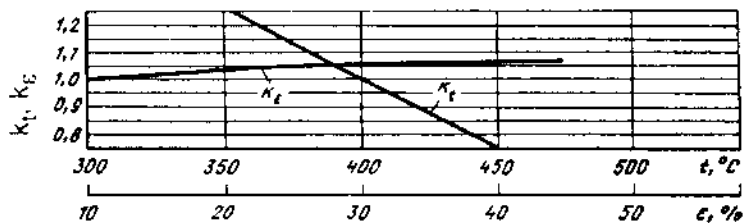
Hình II.149. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim nhôm AMr6;
 $\sigma_{0,d} = 10,5 \text{ kg/mm}^2$



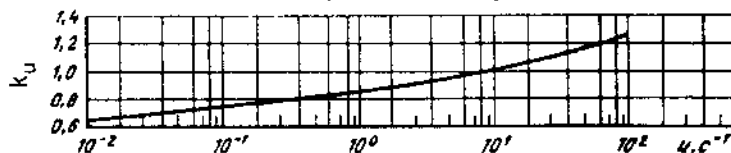
Hình II.150. Sức bền biến dạng của hợp kim B95-4 (1,5% Cu; 5,2% Zn; 2,4% Mg; 0,6% Mn; 89,5% Al)



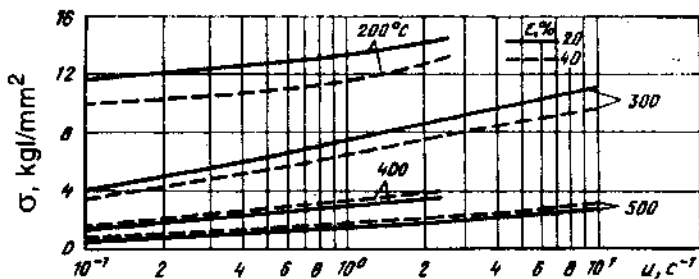
Hình II.151. Sức bền biến dạng của hợp kim CAΠ1



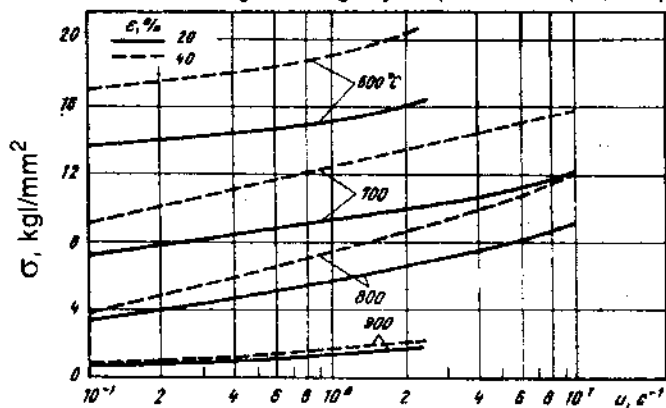
Hình II.152. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_e của hợp kim CAΠ1



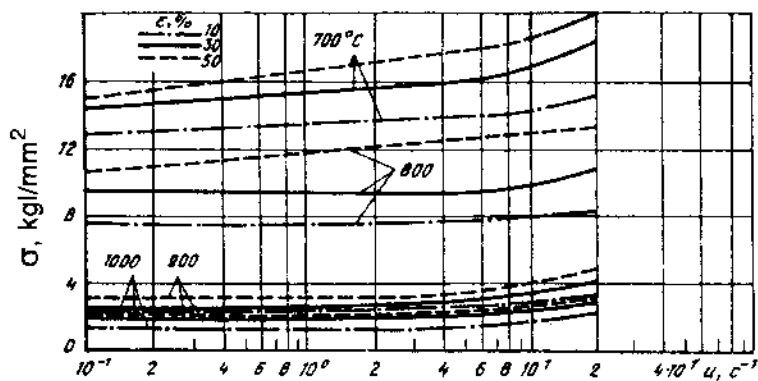
Hình II.153. Hệ số tốc độ k_u của hợp kim CAΠ1;
 $\sigma_{0,d} = 15,2 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.154. Sức bền biến dạng của mague kỹ thuật tinh khiết (99,90%)



Hình II.155. Sức bền biến dạng của Titan kỹ thuật tinh khiết (99,90%)



Hình II.156. Sức bền biến dạng của hợp kim Titan BT1-0

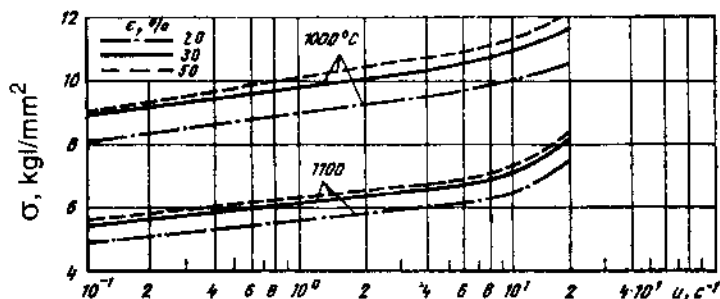
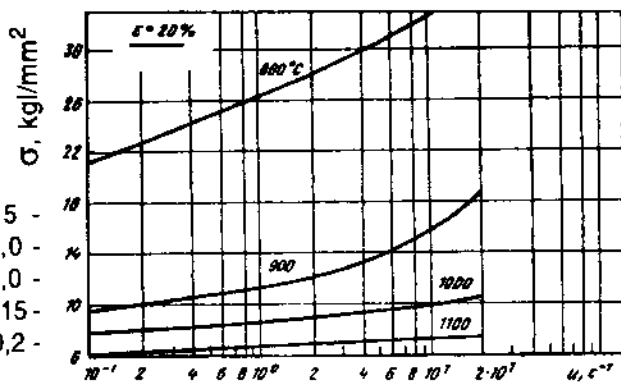
162 ($\leq 0,18\text{Fe}$; $\leq 0,10\text{Si}$; $\leq 0,07\text{C}$; $\leq 0,12\text{O}$; $\leq 0,01\text{H}$; $\leq 0,04\text{N}$)

Hình

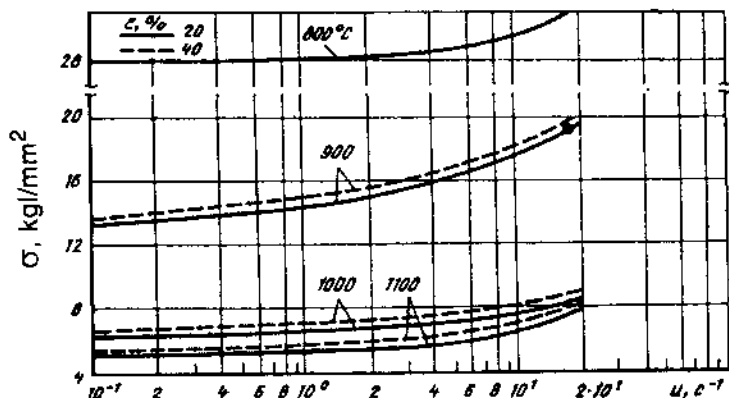
II.157.

Sức bền
biến dạng
của hợp
kim Titan

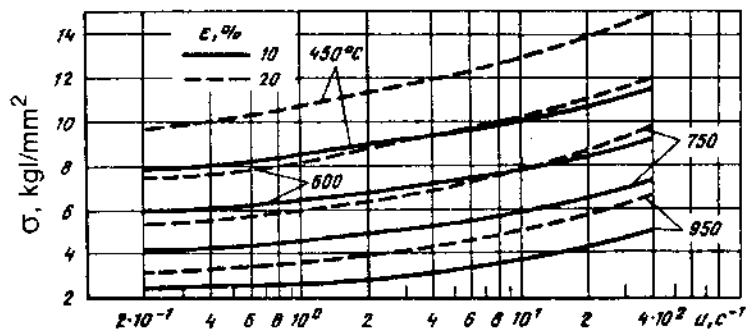
BT 3-1 (5,5 -
7,0% Al; 2,0 -
3,0% Mn; 1,0 -
2,5% Cr; 0,115 -
0,40 % Si; 0,2 -
0,7% Fe)



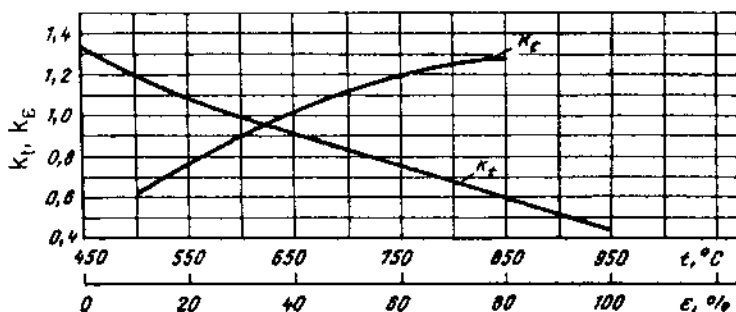
Hình II.158. Sức bền biến dạng của hợp kim Titan BT 5-1 (4,5 - 6,0% Al; 2,0 - 3,0% Sn)



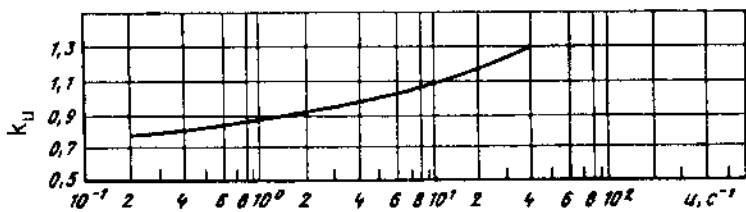
Hình II.159. Sức bền biến dạng của hợp kim Titan BT 14 (4,5 - 6,3% Al; 2,5 - 3,8% Mo; 0,9 - 1,9% V) 163



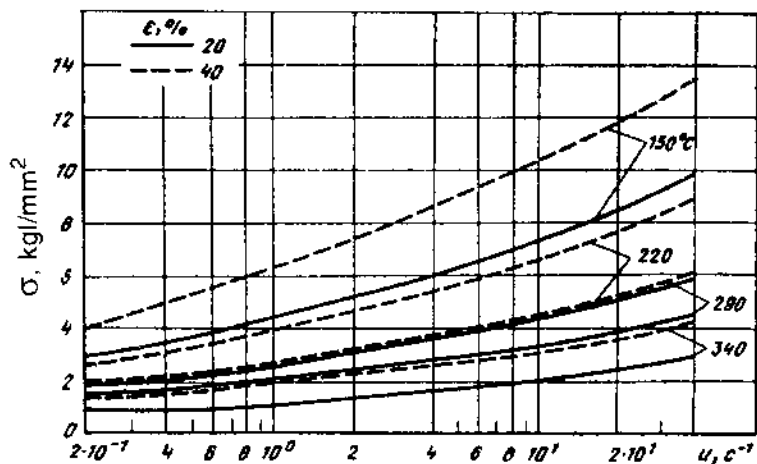
Hình II.160. Sức bền biến dạng của đồng M1 (99,98% Cu; 0,001% Pb; 0,002% Fe; 0,002% S; 0,002% Zn; 0,002% Ni)



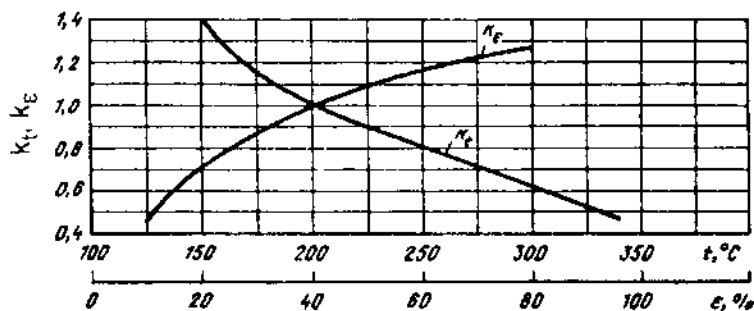
Hình II.161. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_u của đồng M1



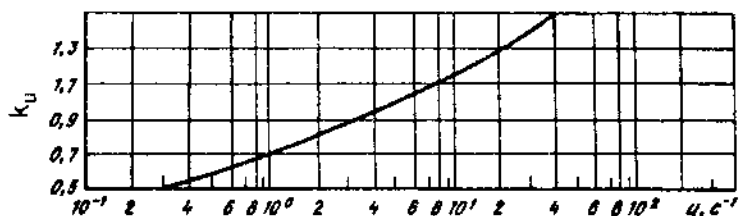
Hình II.162. Hệ số tốc độ k_u của đồng M1; $\sigma_{0,d} = 9,5 \text{ kgf/mm}^2$



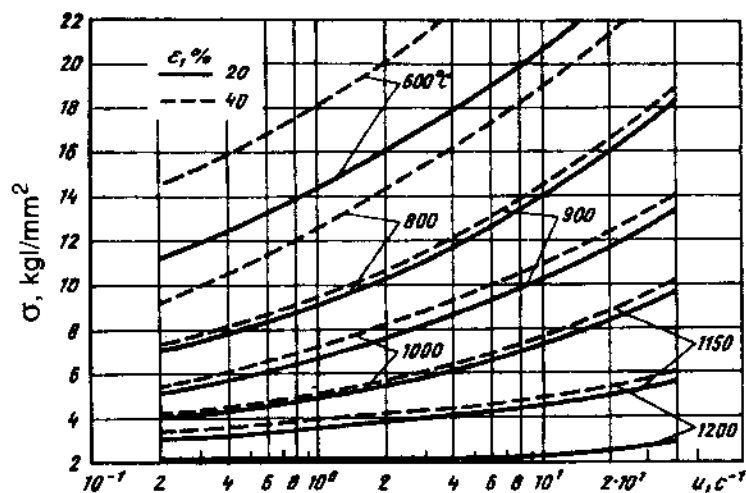
Hình II.163. Sức bền biến dạng của kẽm 10 (99,98% Zn, 0,008% Pb; 0,005% Fe)



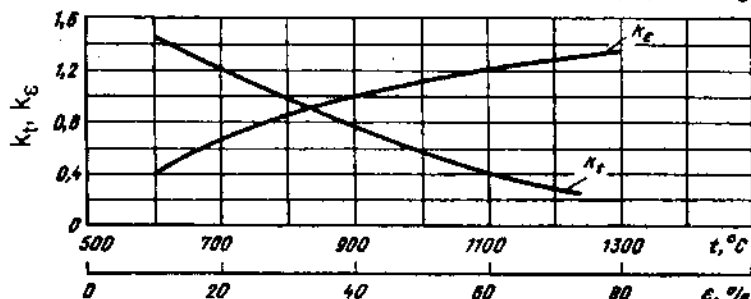
Hình II.164. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của kẽm 10



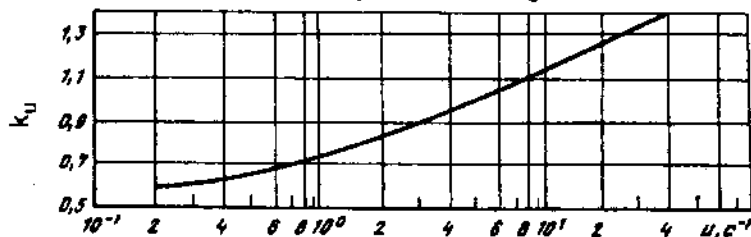
Hình II.165. Hệ số tốc độ k_u của kẽm 10; $\sigma_{0,d} = 6,5$ kgf/mm²



Hình II.166. Sức bền biến dạng của niken HP1A1 (99,73% Ni+ Co; 0,07% Fe; 0,07% Mn; 0,02% Si; 0,004% S; 0,03% C; 0,08% Mg)

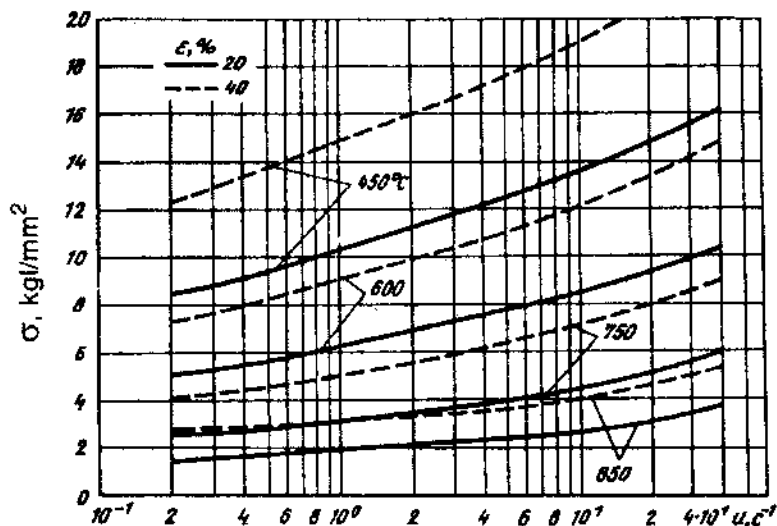


Hình II.167. Hệ số nhiệt độ k_t , hệ số mức k_ϵ của Niken HP1A1

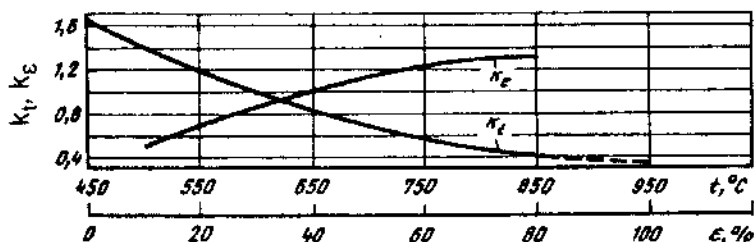


Hình II.168. Hệ số tốc độ k_v của Niken HP1A1;

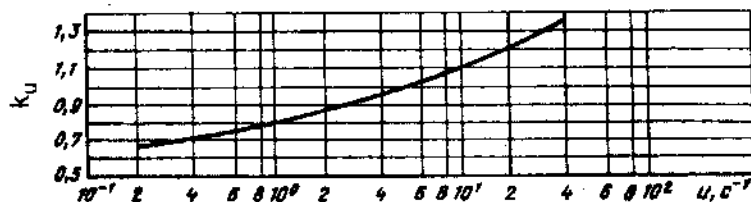
$$\sigma_{0,d} = 16,7 \text{ kgf/mm}^2$$



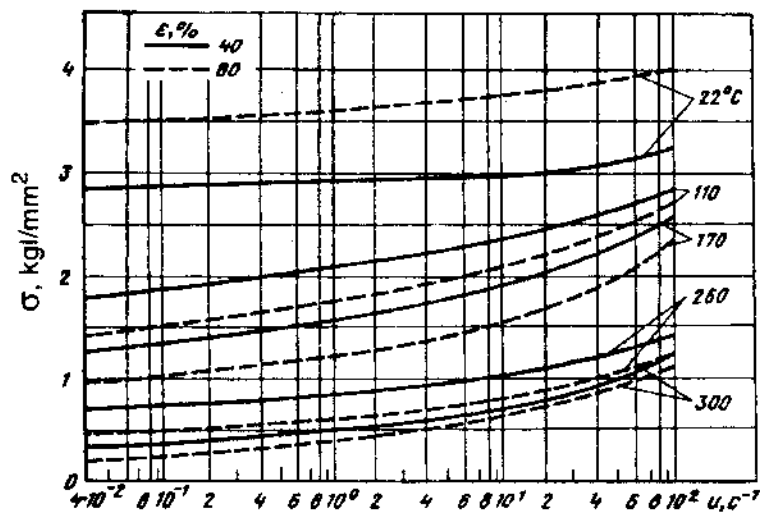
Hình II.169. Sức bền biến dạng của đồng thau J170 (69,85% Cu, 30,14% Zn; 0,0005% Pb; 0,001% Fe; 0,001% P; 0,002% S)



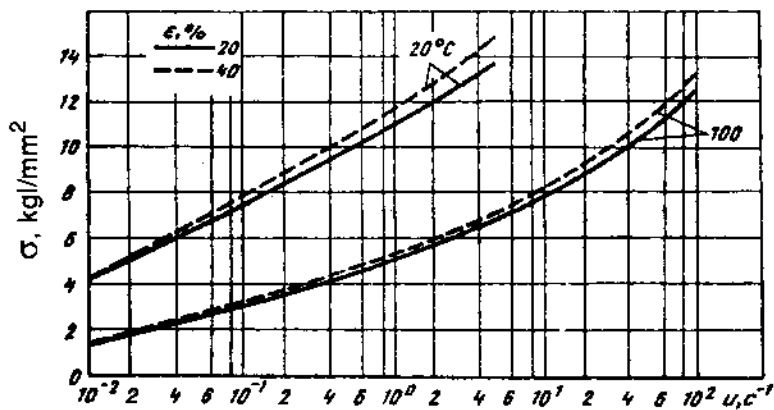
Hình II.170. Hệ số nhiệt độ k_T , hệ số mức k_ϵ của đồng thau J170



Hình II.171. Hệ số tốc độ k_u của đồng thau J170; $\sigma_{0.2} = 11,0 \text{ kgf/mm}^2$



Hình II.172. Sức bền biến dạng của chì C1 (99,98%)



Hình II.173. Sức bền biến dạng của thiếc 01 (99,90%) và tốc độ biến dạng

$$u_{cp} = \frac{V\Delta h}{\sqrt{R\Delta h h_0}} = \frac{1050 \cdot 20}{\sqrt{575 \cdot 20 \cdot 200}} = 1,05^{-1}$$

Sau đó, đối với thép 45, theo bảng II.9 ta xác định trị số $\sigma_{0,d} = 8,8 \text{ kgf/mm}^2$, theo hình II.17 - xác định $k_t = 0,75$ (với $t = 1100^\circ\text{C}$), $k_\varepsilon = 1,0$ (với $\varepsilon = 10\%$) và theo hình II.18 - xác định $k_u = 0,75$ (với $u = 10\text{s}^{-1}$).

Cuối cùng, tính sức bền biến dạng theo công thức $\sigma = \sigma_{0,d}^d k_t k_\varepsilon k_u = 8,8 \cdot 0,75 \cdot 1,0 \cdot 0,75 = 5,0 \text{ kgf/mm}^2$

Cách khảo sát sức bền biến dạng bằng phương pháp xoắn

Việc khảo sát sức bền biến dạng trên các dụng cụ đo độ dẻo được tiến hành căn cứ vào các trị số mức biến dạng tổng cộng $\varepsilon = \ln \frac{h_1}{h_0} \leq 0,25 + 0,40$ khi kéo và $\varepsilon = \ln \frac{h_1}{h_0} \leq 0,7 + 0,85$ khi nén, trong đó h_0 và h_1 - chiều cao ban đầu và chiều cao cuối cùng của mẫu, cho nên đối với các mức biến dạng lớn ($\varepsilon \geq 1$) đôi khi người ta sử dụng phương pháp xoắn.

Do đó, xuất hiện phương pháp vi phân xác định các ứng suất trượt khi xoắn, phương pháp này sử dụng quan hệ phụ thuộc giữa ứng suất trượt ở lớp có độ dày $\Delta R = R_1 - R_2$ và trị số các mômen xoắn M_1 và M_2 cần có để xoắn các mẫu trụ tròn mặt cắt liền có bán kính R_1 và R_2 :

$$\tau = \frac{M_1 - M_2}{2\pi(R_1 - R_2) \left(\frac{R_1 + R_2}{2} \right)^2}$$

Theo các nhà khoa học, mức sai lệch ứng suất trượt thực nghiệm so với trị số thực, trong điều kiện R_1 và R_2 tối ưu, không quá 10%. Điều này được thực hiện đối với các mức biến dạng dưới $\varepsilon = 1$ trên cơ sở so sánh số

liệu thực nghiệm về sức bền biến dạng thu được khi thử nghiệm trên các dụng cụ đo độ dẻo và trên các máy để thử nghiệm xoắn các mẫu. Tuy nhiên đối với các mức biến dạng lớn hơn 1 thì các phương pháp xác định gián tiếp độ trượt thuần túy không đáng tin cậy lắm. Trong khi đó ta đã biết rằng khi xoắn các mẫu, phát sinh lực dọc làm thay đổi góc nghiêng mặt chính các ứng suất tiếp tuyến và vì vậy các độ biến dạng đo được nghiêng một góc 45° sẽ khác với các độ biến dạng trên các mặt chính. Rõ ràng là lực dọc càng lớn thì sai sót trong việc xác định thực nghiệm ứng suất trượt thuần túy càng lớn. Hơn nữa, nên nhớ rằng với các độ biến dạng lớn ($\epsilon > 1$) hiện chưa có phương pháp thực nghiệm chính xác hơn để xác định sức bền biến dạng, có thể dùng số liệu thực nghiệm về sức bền biến dạng mà thu được bằng cách xoắn các mẫu, để tính toán định hướng và đánh giá các lực khi các mức biến dạng lớn hơn 1.

3. CÁC CƠ TÍNH CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ CÁC HỢP KIM KHI GIA CÔNG ÁP LỰC NGUỘI

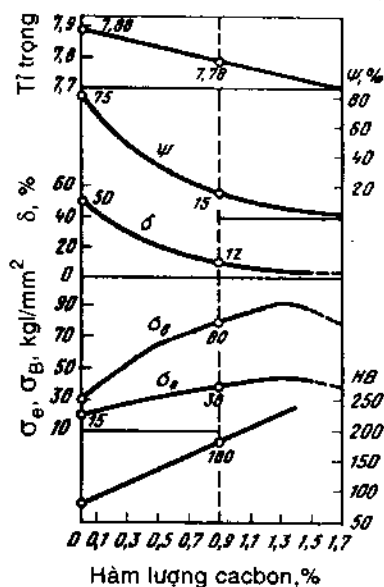
Các yếu tố ảnh hưởng đến các cơ tính khi gia công nguội.

Trong các tính toán thiết kế người ta thường sử dụng các số liệu chỉ rõ các cơ tính của kim loại biến dạng nguội: sức bền tạm thời σ_B , giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$, độ giãn dài tương đối khi đứt δ , độ cứng HB và các cơ tính khác.

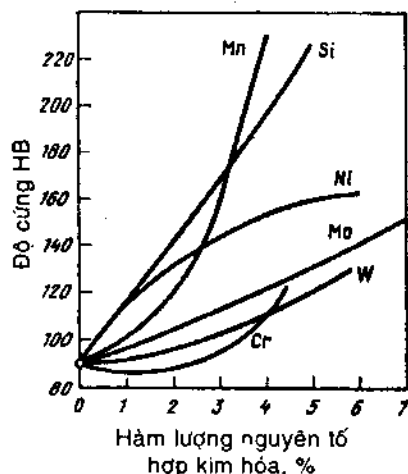
Thành phần hóa học, cấu trúc, sự nhiệt luyện, sơ đồ và mức phân chia biến dạng v.v... có ảnh hưởng khác nhau đối với sự thay đổi các cơ tính của các kim loại và các hợp kim.

Trong số các nguyên tố có trong thành phần thép, hàm lượng cacbon ảnh hưởng mạnh nhất tới các cơ tính

của thép (hình II.174). Cacbon trong thép càng nhiều, độ dẻo thép càng thấp và các đặc tính bền càng cao. Việc đưa các nguyên tố hợp kim hóa vào thành phần các thép cho phép thay đổi đáng kể các tính chất của chúng. Các tạp chất làm cho các cơ tính của các kim loại và các hợp kim xấu đi, cho nên hàm lượng của chúng trong kim loại không được vượt quá vài phần trăm và vài phần nghìn. Sự thay đổi hàm lượng bất kỳ nguyên tố



Hình II.174. Sự thay đổi sơ bộ các đặc tuyến các cơ tính của thép cacbon tùy theo hàm lượng cacbon.



Hình I.175. Sự thay đổi độ cứng của thép có 0,2% C tùy theo sự đưa các nguyên tố hợp kim hóa vào

nào trong hợp kim cũng làm thay đổi các cơ tính. Cho nên cũng một hợp kim đó, trong vài lần nấu luyện, có thể có các cơ tính khác nhau (hình II.176). Cấu trúc thép sau khi làm nguội chậm là hỗn hợp hai pha - ferit và xementit ương quan định lượng và trạng thái cấu trúc của hai pha này quyết định các cơ tính. Mức phân tán các thành phần cấu trúc của thép càng cao thì các đặc tính bền của nó càng cao.

Một vài hợp kim màu (đồng thau, đồng thanh, đồng niken) là các hợp kim một pha. Các thay đổi cấu trúc trong các hợp kim này chỉ xuất hiện khi có sự thay đổi kích thước các hạt, điều này cũng ảnh hưởng tới các tính chất của chúng.

Để có được cấu trúc quy định và các tính chất tương ứng, kim loại sau khi cán nóng thường được nhiệt luyện. Về chức năng, nhiệt luyện được chia ra gồm nhiệt luyện sơ bộ - để kim loại có độ dẻo cao, nhiệt luyện trung gian - để nâng cao độ dẻo và độ dai thép đã bền cứng nguội đồng thời làm giảm độ cứng và độ bền, nhiệt luyện hoàn tất - để có được các tính chất tương ứng tiêu chuẩn quốc gia. Đối với các thép, người ta thường áp dụng nhiệt luyện sơ bộ là ủ tới peclit hạt, nhiệt luyện trung gian - ủ tái kết tinh.

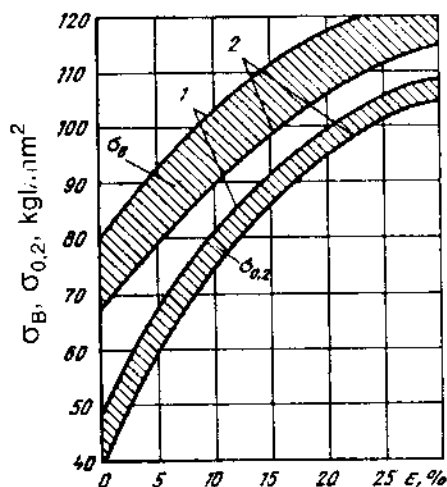
Có những quan điểm khác nhau về ảnh hưởng của mức phân tán biến dạng (số lần cán với mức ép như nhau) đối với các cơ tính của kim loại. Bằng cách phân tích các số liệu có thể khẳng định rằng số lần cán ảnh hưởng không đáng kể đối với sự thay đổi các cơ tính. Cho nên đối với các tính toán thiết kế có thể chấp nhận rằng sự thay đổi các cơ tính của các kim loại sau khi

cán được quyết định chỉ bởi mức ép tổng cộng.

Nếu kim loại đúc có sự đẳng hướng các tính chất, thì sau khi biến dạng nguội, xuất hiện sự dị hướng các tính chất do thay đổi cấu trúc các kim loại và các hợp kim. Trong thép tấm có sự giảm sút các tính chất dẻo theo hướng ngang các thứ. Chẳng hạn, sức bền tạm thời các tấm làm nguội, không phụ thuộc vào mức ép, cao hơn khoảng 10% ở hướng ngang, so với hướng dọc, nghĩa là theo hướng cán.

Như vậy, đặc điểm đặc tải, nghĩa là sơ đồ biến dạng và sơ đồ trạng thái ứng suất tương ứng, ở chừng mực nào đó, ấn định các cơ tính của các kim loại.

Các số liệu về các cơ tính kim loại cán nguội trình bày trong cuốn số tay này thu được khi thử nghiệm kéo đơn giản các mẫu, nghĩa là với sơ đồ trạng thái ứng suất một trục. Khi đó các mẫu để thử nghiệm được chế tạo từ kim loại cán nguội và được cắt theo hướng cán các dải.



Hình II.176. So sánh các cơ tính của thép X18H9 nấu luyện nhiều lần khác nhau.

- 1) 0,14% C, 17,75% Cr; 9,45% Ni;
- 2) 0,11% C; 17,08% Cr; 9,9% N.

Tốc độ biến dạng có ảnh hưởng nhất định đối với các cơ tính, tuy nhiên ảnh hưởng này là đáng kể khi các tốc độ biến dạng lớn (10^3s^{-1}). Với các tốc độ biến dạng khi cán nguội thì ảnh hưởng của tốc độ biến dạng không tồn tại.

Việc cán với các chất bôi trơn khác nhau không ảnh hưởng đáng kể đến các cơ tính của các kim loại, cho nên có thể không tính đến sự ảnh hưởng này trong các tính toán các thông số lực của quá trình công nghệ.

Sự biến dạng nguội cũng ảnh hưởng đến các tính chất lý học của kim loại. Chẳng hạn, do biến dạng nguội mà tỉ trọng và độ thấm từ của kim loại giảm bớt, lực kháng từ tăng lên, một loạt các đặc tính khác cũng thay đổi.

Mức ép lún tổng cộng - yếu tố cơ bản ảnh hưởng tới sự thay đổi các đặc tính cơ học của các kim loại và các hợp kim trong quá trình cán nguội. Cùng với sự tăng mức biến dạng, dẫn ra sự tăng bền kim loại, do không có các quá trình tái kết tinh và sự phục hồi tổ chức trong cấu trúc của nó.

Chỉ số chỉ rõ khả năng biến dạng kim loại - đó là độ dẻo. Độ dẻo kim loại sẽ càng cao nếu kích thước, hình dạng và thành phần hóa học các hạt đồng nhất, các tạp chất phân bố càng đều và số lượng các hệ trượt có bên trong các hạt càng nhiều.

Đối với quá trình biến dạng dẻo nguội, các chỉ số cơ bản của độ dẻo là giới hạn chảy, sức bền đứt tạm thời, độ giãn dài tương đối khi đứt, số lần uốn cho đến khi bị phá hủy và độ sâu vết lõm khi thử theo Ericson.

Việc không có một chỉ số chung duy nhất của độ dẻo gây khó khăn cho việc xác định khả năng biến dạng dẻo của một kim loại này hay một kim loại khác. Do đó để xác định khả năng biến dạng dẻo của kim loại cần phải có một tổ hợp số liệu về các cơ tính.

Trong quá trình biến dạng nguội, diễn ra sự thay đổi đáng kể cấu trúc hợp kim và sự thay đổi các đặc tính cơ học của nó liên quan đến điều đó.

Sự gia tăng sức bền biến dạng diễn ra do sự phân bố không đều các ứng suất giữa các hạt, được tạo ra bởi sự tác động của hạt này lên hạt khác. Sự định hướng các hạt và số lượng các hướng trượt có ảnh hưởng chính đối với độ không đều phân bố các ứng suất.

Như vậy, khi biến dạng dẻo đa tinh thể thì hình dạng các hạt và sự định hướng các hạt đều thay đổi. Do tạo được sự định hướng thống nhất các hạt nên đã hình thành tổ chức hạt, xuất hiện các ứng suất phụ, những ứng suất này tăng lên theo mức phát triển biến dạng, làm tăng sự phá hủy bên trong các tinh thể và giữa các tinh thể.

Quá trình biến dạng dẻo đi kèm với sự tăng bền kim loại. Sự tăng bền được đặc trưng bởi sự biến dạng và sự giãn các hạt theo hướng biến dạng, bởi sự điều chỉnh định hướng các hạt và bởi sự hình thành tổ chức hạt, do đó xuất hiện sự dị hướng các cơ tính và lý tính của kim loại.

Sự thay đổi các cơ tính kim loại, mà liên quan tới sự tăng bền khi biến dạng nguội, diễn ra với mức độ đáng kể. Trong quá trình biến dạng nguội, sức bền tạm

thời σ_B , giới hạn chảy quy ước σ_B và độ cứng HB tăng lên, còn độ giãn dài tương đối δ và độ co thắt tương đối ψ thì giảm bớt. Việc phân tích số liệu các đặc tính này đã cho biết rằng, sự thay đổi mạnh nhất các đặc tính diễn ra trong khoảng mức ép lún dưới 30%. Khi tiếp tục tăng mức ép lún, cường độ thay đổi các đặc tính nói trên giảm bớt.

Đặc điểm tăng sức bền tạm thời và độ cứng gần giống nhau, còn giới hạn chảy thường tăng nhanh hơn sức bền tạm thời. Do đó, mức khác biệt giữa giới hạn chảy và sức bền biến dạng khi tăng mức biến dạng, sẽ giảm bớt, còn khi các độ biến dạng lớn (70 - 90%) thì giới hạn chảy gần như trùng khớp với sức bền tạm thời.

Các công thức thực nghiệm để xác định giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối δ và độ cứng HB

Đã tích lũy được khá nhiều số liệu thực nghiệm về việc đo các cơ tính tùy theo mức biến dạng, mà có thể biểu hiện được bằng các công thức thực nghiệm:

$$\text{đối với } \sigma_B, \sigma_{0,2} \text{ và HB} \quad J = J_0 + ax^n \quad (\text{II.19})$$

$$\text{và đối với } \delta \quad \lg y = \lg y_0 + bx + cx^n \quad (\text{II.20})$$

Nhờ xử lý toán học các số liệu thực nghiệm ta thu được các công thức thực nghiệm dùng để xác định σ_B , $\sigma_{0,2}$, HB và δ tùy theo mức biến dạng δ cho 134 kim loại và hợp kim khác nhau (đã dẫn ra trong bảng II.11) trong đó cho 58 mác thép và hợp kim, cho 59 mác kim loại và hợp kim màu, 10 hợp kim titan, 3 kim loại khó nóng chảy và 4 lưỡng kim. Độ sai lệch quân phương các trị số tính theo các công thức này là $\pm 2,0\%$.

Trong các công thức thực nghiệm được đưa ra để xác định các cơ tính của các kim loại và các hợp kim khi biến dạng nguội, số hạng thứ nhất của phần bên phải phương trình chỉ rõ các cơ tính ban đầu, còn số hạng thứ hai xác định lượng tăng đặc tính cơ học ban đầu tùy theo mức biến dạng.

Đặc điểm định tính như vậy của các công thức thực nghiệm cho phép suy diễn các công thức dùng cho các nhóm kim loại, trong đó đối với các kim loại của nhóm, các trị số của các hệ số cố định sẽ như nhau, trừ trị số ban đầu của đặc tính cơ học. Khi suy diễn các công thức thực nghiệm, người ta sử dụng phương pháp sau đây đối với nhóm các thép hoặc các hợp kim.

BẢNG II.11. CÁC CÔNG THỨC THỰC NGHIỆM ĐỂ XÁC ĐỊNH CÁC CƠ TÍNH CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ CÁC HỢP KIM KHI BIẾN DẠNG NGUỘI $\sigma_{0,2}$, kgf/mm²; σ_B , kgf/mm²; $\lg\delta\%$; HB kgf/mm²

Mác thép và hợp kim	Các công thức
1	2
Thép kết cấu	
Sắt Armco	$\sigma_{0,2} = 25 + 5\varepsilon^{0,56}$; $\sigma_B = 37 + 3,3\varepsilon^{0,61}$; $\lg\delta = 1,575 - 2,52\varepsilon + 1,5\varepsilon^2$
CT0	$\sigma_{0,2} = 25 + 5,62\varepsilon^{0,46}$; $\sigma_B = 36,5 + 1,65\varepsilon^{0,68}$; $HB = 105 + 4,84\varepsilon^{0,71}$
CT1	$\sigma_{0,2} = 26 + 1,33\varepsilon^{0,73}$; $\sigma_B = 40 + 2,68\varepsilon^{0,57}$
CT2	$\sigma_{0,2} = 30 + 3,06\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 37,5 + 1,86\varepsilon^{0,71}$; $\lg\delta = 1,528 - 4,04\varepsilon + 45\varepsilon^2$; $HB = 120 + 3,9\varepsilon^{0,77}$
08	$\sigma_{0,2} = 30 + 7,7\varepsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 40 + 5,2\varepsilon^{0,54}$
08кп	$\sigma_{0,2} = 23 + 3,46\varepsilon^{0,6}$; $\sigma_B = 32,5 + 1,48\varepsilon^{0,75}$; $\lg\delta = 1,724 - 2,8\varepsilon + \varepsilon^2$; $HB = 100 + 9,65\varepsilon^{0,55}$
10	$\sigma_{0,2} = 30 + 2,95\varepsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 57 + 2,78\varepsilon^{0,62}$; $\lg\delta = 1,532 - 4\varepsilon + 3,4\varepsilon^2$
20	$\sigma_{0,2} = 37,5 + 3,16\varepsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 51 + 0,58\varepsilon^{0,98}$; $\lg\delta = 1,568 - 2,26\varepsilon + 2\varepsilon^2$; $HB = 156 + 5,3\varepsilon^{0,66}$
20A	$\sigma_{0,2} = 35 + 6,45\varepsilon^{0,5}$; $\sigma_B = 52,5 + 1,17\varepsilon^{0,83}$; $HB = 136 + 4,2\varepsilon^{0,78}$
35	$\sigma_B = 52,5 + 3,38\varepsilon^{0,6}$; $\lg\delta = 1,477 + 3,1\varepsilon + 2\varepsilon^2$
40	$\sigma_{0,2} = 35 + 8,36\varepsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 60 + 1,4\varepsilon^{0,82}$; $\lg\delta = 1,398 - 2,43\varepsilon + 2\varepsilon^2$; $HB = 170 + 4\varepsilon^{0,77}$
45	$\sigma_{0,2} = 35 + 8,66\varepsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 58,5 + 1,44\varepsilon^{0,83}$; $\lg\delta = 1,481 - 2,45\varepsilon + 1,4\varepsilon^2$; $HB = 145 + 12,9\varepsilon^{0,52}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Thép kết cấu	
50	$\sigma_{0,2} = 40 + 10\varepsilon^{0,47}$; $\sigma_B = 67,5 + 1,74\varepsilon^{0,8}$; $\lg \delta = 1,431 - 2,68\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$; HB = $178 + 7,5\varepsilon^{0,65}$
85	$\sigma_{0,2} = 50 + 14,7\varepsilon^{0,43}$; $\sigma_B = 95 + 2,1\varepsilon^{0,77}$; $\lg \delta = 1,114 - 2,17\varepsilon + 3\varepsilon^2$; HB = $247 + 3,2\varepsilon^{0,37}$
09Г2	$\sigma_{0,2} = 32 + 5,9\varepsilon^{0,46}$; $\sigma_B = 47 + 0,64\varepsilon^{0,91}$; HB = $175 + 2,9\varepsilon^{0,85}$
10Г2	$\sigma_{0,2} = 35 + 4,4\varepsilon^{0,59}$; $\sigma_B = 47 + 1,8\varepsilon^{0,75}$; $\lg \delta = 1,477 - 3,08\varepsilon + 2\varepsilon^2$
12ГC	$\sigma_{0,2} = 50 + 10\varepsilon^{0,34}$; $\sigma_B = 67,5 + 1,9\varepsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 1,38 - 2,15\varepsilon + 2,6\varepsilon^2$; HB = $205 + 1,9\varepsilon^{0,93}$
65Г	$\sigma_{0,2} = 40 + 17,6\varepsilon^{0,35}$; $\sigma_B = 78 + 1,9\varepsilon^{0,78}$; $\lg \delta = 1,301 - 2,68\varepsilon + 2,9\varepsilon^2$; HB = $210 + 7,4\varepsilon^{0,64}$
70Г	$\sigma_B = 55 + 0,19\varepsilon^{1,2}$; $\lg \delta = 1,398 - 1,34\varepsilon + 0,6\varepsilon^2$
25ХГСА	$\sigma_{0,2} = 38 + 5,7\varepsilon^{0,57}$; $\sigma_B = 58 + 1,7\varepsilon^{0,76}$
30ХГСА	$\sigma_{0,2} = 47,5 + 8,6\varepsilon^{0,45}$; $\sigma_B = 64 + 3,4\varepsilon^{0,61}$; $\lg \delta = 1,477 - 2,94\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$; HB = $180 + 8,5\varepsilon^{0,7}$
Thép dụng cụ	
Y8A	$\sigma_{0,2} = 39 + 1,8\varepsilon^{0,84}$; $\sigma_B = 59 + 1,4\varepsilon^{0,84}$; $\lg \delta = 1,462 - 2,58\varepsilon + 1,7\varepsilon^2$
Y8ГA	$\sigma_{0,2} = 40 + 11,4\varepsilon^{0,44}$; $\sigma_B = 67 + 2,2\varepsilon^{0,73}$; $\lg \delta = 1,447 - 3,35\varepsilon + 3\varepsilon^2$; HB = $160 + 14\varepsilon^{0,57}$
Y9A	$\sigma_{0,2} = 30 + 12,7\varepsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 60 + 1,5\varepsilon^{0,8}$; $\lg \delta = 1,498 - 2,48\varepsilon + 1,3\varepsilon^2$; HB = $150 + 17\varepsilon^{0,51}$
Y10	$\sigma_{0,2} = 45 + 2,5\varepsilon^{0,79}$; $\sigma_B = 62 + 1,8\varepsilon^{0,83}$; $\lg \delta = 1,477 - 3,11\varepsilon + 2\varepsilon^2$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
	Thép dụng cụ
Y10A	$\sigma_{0,2} = 40 + 6,4\varepsilon^{0,6}$; $\sigma_B = 60 + 2,7\varepsilon^{0,77}$; HB = 220 + 15 $\varepsilon^{0,35}$
Y12	$\sigma_{0,2} = 55 + 2,7\varepsilon^{0,76}$; $\sigma_B = 68 + 2,2\varepsilon^{0,77}$; $\lg \delta = 1,398 - 3,17\varepsilon + 2,9\varepsilon^2$
Y12A	$\sigma_{0,2} = 62 + 0,76\varepsilon^{1,025}$; $\lg \delta = 1,423 - 3,01\varepsilon + 2,5\varepsilon^2$
P9	$\sigma_{0,2} = 27 + 7,9\varepsilon^{0,61}$; $\sigma_B = 67 + 1,3\varepsilon^{0,91}$; $\lg \delta = 1,301 - 4,35\varepsilon + 7,7\varepsilon^2$
9XΦ	$\sigma_{0,2} = 35 + 9\varepsilon^{0,49}$; $\sigma_B = 59 + 1,9\varepsilon^{0,8}$; HB = 148 + 12 $\varepsilon^{0,63}$
50XΦA	$\sigma_{0,2} = 45 + 3,2\varepsilon^{0,66}$; $\sigma_B = 55 + 4,5\varepsilon^{0,75}$
	Thép kỹ thuật điện
Э11, Э12	$\sigma_{0,2} = 37,5 + 3,4\varepsilon^{0,63}$; $\sigma_B = 47,5 + 2,2\varepsilon^{0,68}$
Э31, Э32	$\sigma_{0,2} = 40 + 11,2\varepsilon^{0,38}$; $\sigma_B = 57,5 + 3,4\varepsilon^{0,59}$; $\lg \delta = 1,498 - 3,04\varepsilon + 2,25\varepsilon^2$; HB = 170 + 5,6 $\varepsilon^{0,76}$
Э41, Э42	$\sigma_{0,2} = 50 + 4,8\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 64 + 5\varepsilon^{0,54}$
08X13	$\sigma_{0,2} = 32,5 + 7,2\varepsilon^{0,45}$; $\sigma_B = 50 + 1,7\varepsilon^{0,71}$; $\lg \delta = 1,431 - 2,36\varepsilon + 2,26\varepsilon^2$; HB = 145 + 19,5 $\varepsilon^{0,35}$
12X25T	$\sigma_B = 45 + 5,3\varepsilon^{0,25}$
20X13H4Г9	$\sigma_{0,2} = 34 + 1,8\varepsilon^{0,84}$; $\sigma_B = 97 + 0,36\varepsilon^{1,3}$
12X21H5T	$\sigma_{0,2} = 67 + 2,7\varepsilon^{0,68}$; $\sigma_B = 77,5 + 1,9\varepsilon^{0,7}$; HB = 260 + 13,7 $\varepsilon^{0,45}$
10X14Г14HТ	$\sigma_{0,2} = 34 + 3,3\varepsilon^{0,78}$; $\sigma_B = 74 + \varepsilon$; $\lg \delta = 1,792 - 2\varepsilon + \varepsilon^2$
X14Г14H	$\sigma_{0,2} = 30 + 9,3\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 90 + 0,72\varepsilon^{1,1}$; $\lg \delta = 1,826 - 3,5\varepsilon + 5\varepsilon^2$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Thép kỹ thuật điện	
15X17AГ14	$\sigma_{0,2} = 45 + 3,6\varepsilon^{0,86}$; $\sigma_B = 82 + 1,4\varepsilon$; $\lg \delta = 1,724 - 1,1\varepsilon + 2\varepsilon^2$
12X18H9	$\sigma_{0,2} = 25 + 1,9\varepsilon$; $\sigma_B = 63 + 0,13\varepsilon^{1,6}$
17X18H9	$\sigma_{0,2} = 60 + 3,8\varepsilon^{0,7}$; $\sigma_B = 84 + 2,4\varepsilon^{0,74}$
12X18H9T	$\sigma_{0,2} = 41 + 2,4\varepsilon^{0,91}$; $\sigma_B = 68 + 0,62\varepsilon^{1,24}$
36X18H25C2	$\sigma_{0,2} = 60 + 3,6\varepsilon^{0,76}$
20X23H18	$\sigma_{0,2} = 36 + 17\varepsilon^{0,46}$
XH75MБTIO	$\sigma_{0,2} = 54 + 7,3\varepsilon^{0,65}$; $\sigma_B = 68 + 5,4\varepsilon^{0,69}$; $\lg \delta = 1,708 - 1,52\varepsilon - 2,15\varepsilon^2$
XH78T	$\sigma_{0,2} = 50 + 7,1\varepsilon^{0,58}$; $\sigma_B = 80 + 1,3\varepsilon^{0,87}$; $\lg \delta = 1,565 - 2,96\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$
11X11H2B2MФ	$\sigma_{0,2} = 60 + 4\varepsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 74 + 2,7\varepsilon^{0,68}$; $HB = 200 + 11,7\varepsilon^{0,61}$
Các thép và hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật	
12XM5A	$\sigma_{0,2} = 48 + 2,3\varepsilon^{0,72}$; $\sigma_B = 57,5 + 0,89\varepsilon^{0,89}$; $\lg \delta = 1,38 - 2,22\varepsilon + 2,4\varepsilon^2$; $HB = 155 + 9,2\varepsilon^{0,63}$
0X20H4AГ10, HH3	$\sigma_{0,2} = 50 + 2,5\varepsilon^{0,92}$; $\sigma_B = 80 + 0,66\varepsilon^{1,2}$; $\lg \delta = 1,748 - 1,43\varepsilon + 0,05\varepsilon^2$; $HB = 200 + 6,8\varepsilon^{0,84}$
0X17H5Г9AB, ЭП55	$\sigma_{0,2} = 60 + 5,9\varepsilon^{0,69}$; $\sigma_B = 85 + 2,2\varepsilon^{0,86}$; $\lg \delta = 1,608 - 1,64\varepsilon + 0,3\varepsilon^2$
X22H5AГ9, ЭП20	$\sigma_{0,2} = 55 + 5,1\varepsilon^{0,78}$; $\sigma_B = 88 + 1,8\varepsilon^{1,23}$; $\lg \delta = 1,699 - 1,2\varepsilon + 1,4\varepsilon^2$
ЭИ659	$\sigma_{0,2} = 70 + 0,38\varepsilon^{1,1}$; $\sigma_B = 78 + 0,22\varepsilon^{1,18}$; $\lg \delta = 1,243 - 0,82\varepsilon + 0,4\varepsilon^2$; $HB = 238 + 1,1\varepsilon^{1,025}$
ЭИ712	$\sigma_{0,2} = 39,5 + 3,6\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 52 + 0,6\varepsilon$; $\lg \delta = 1,556 - 1,39\varepsilon + 0,33\varepsilon^2$; $HB = 157 + 3,4\varepsilon^{0,84}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Các thép và hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật	
ЭИ763	$\sigma_{0,2} = 47 + 1,4\varepsilon^{0,8}$; $\sigma_B = 62,5 + 1,4\varepsilon^{0,76}$; $\lg \delta = 1,477 - 0,92\varepsilon - 0,7\varepsilon^2$; HB = $190 + 2,6\varepsilon^{0,87}$
ЭИ846	$\sigma_{0,2} = 33 + 5,4\varepsilon^{0,74}$; $\sigma_B = 57 + 3,8\varepsilon^{0,78}$; HB = $200 + 15,6\varepsilon^{0,68}$
ЭИ852	$\sigma_{0,2} = 33 + 19,4\varepsilon^{0,26}$; $\sigma_B = 58 + 9\varepsilon^{0,32}$; HB = $215 + 12,8\varepsilon^{0,51}$
Nhôm và các hợp kim nhôm	
A00	$\sigma_{0,2} = 1,8 + 0,28\varepsilon^{0,74}$; $\sigma_B = 4,1 + 0,05\varepsilon^{1,08}$
A1	$\sigma_{0,2} = 6 + 0,64\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 9,5 + 0,1\varepsilon$
A2	$\sigma_{0,2} = 9,5 + 0,94\varepsilon^{0,59}$; $\lg \delta = 1,415 - 3\varepsilon + 2,7\varepsilon^2$
AMu	$\sigma_{0,2} = 5 + 0,6\varepsilon^{0,71}$; $\sigma_B = 11 + 0,03\varepsilon^{1,34}$; $\lg \delta = 1,439 - 2,16\varepsilon + 1,3\varepsilon^2$; HB = $30 + 0,2\varepsilon^{1,1}$
AMr1	$\sigma_{0,2} = 10 + 1,3\varepsilon^{0,59}$; $\sigma_B = 21 + 0,7\varepsilon^{0,55}$; $\lg \delta = 1,352 - 1,55\varepsilon + 1,2\varepsilon^2$; HB = $49 + 2,1\varepsilon^{0,64}$
AMr3	$\sigma_{0,2} = 7,5 + 6,4\varepsilon^{0,3}$; $\sigma_B = 22 + 0,66\varepsilon^{0,63}$; $\lg \delta = 1,406 - 3,8\varepsilon + 5,8\varepsilon^2$
Д1	$\sigma_{0,2} = 8,8 + 3,5\varepsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 18,8 + 0,56\varepsilon^{0,73}$
Д16	$\sigma_{0,2} = 45 + 4\varepsilon^{0,31}$; $\lg \delta = 1,389 - 2,32\varepsilon + 1,1\varepsilon^2$
АСМ	$\sigma_{0,2} = 4 + 1,6\varepsilon^{0,45}$; $\sigma_B = 9 + 0,21\varepsilon^{0,81}$; $\lg \delta = 1,491 - 1,83\varepsilon + 0,7\varepsilon^2$
AMr5Π	$\sigma_{0,2} = 15 + 45\varepsilon^{0,42}$; $\sigma_B = 32,5 + 0,42\varepsilon^{0,85}$; $\lg \delta = 1,438 - 2,42\varepsilon + 2\varepsilon^2$
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
M1	$\sigma_B = 25 + 1,5\varepsilon^{0,58}$
M0	$\sigma_{0,2} = 7,5 + 5,6\varepsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 23 + 0,8\varepsilon^{0,72}$; HB = $55 + 11\varepsilon^{0,44}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
Л96	$\sigma_{0,2} = 27,5 + 1,4\varepsilon^{0,68}$; $HB = 45 + 8,1\varepsilon^{0,56}$
Л90	$\sigma_{0,2} = 23 + 2,9\varepsilon^{0,52}$; $\sigma_B = 31 + 1,3\varepsilon^{0,65}$; $\lg \delta = 1,538 - 1,92\varepsilon + 1,2\varepsilon^2$; $HB = 97 + 2,6\varepsilon^{0,72}$
Л80	$\sigma_{0,2} = 10 + 3\varepsilon^{0,7}$; $\sigma_B = 29 + 1,3\varepsilon^{0,83}$
Л75	$\sigma_B = 30 + 1,3\varepsilon^{0,79}$; $\lg \delta = 1,681 - 2,97\varepsilon + 2,3\varepsilon^2$
Л70	$\sigma_{0,2} = 12 + 2\varepsilon^{0,78}$; $\sigma_B = 32,5 + 0,57\varepsilon^{0,98}$; $HB = 74 + 78\varepsilon^{0,62}$
Л68	$\sigma_{0,2} = 12 + 3,6\varepsilon^{0,62}$; $\sigma_B = 32,5 + 1,1\varepsilon^{0,8}$; $\lg \delta = 1,845 - 1,35\varepsilon - 0,41\varepsilon^2$; $HB = 70 + 6,8\varepsilon^{0,72}$
Л66	$\sigma_B = 38,5 + 1,4\varepsilon^{0,76}$
Л62	$\sigma_{0,2} = 15 + 3,1\varepsilon^{0,65}$; $\sigma_B = 36 + 0,6\varepsilon^{0,94}$; $\lg \delta = 1,74 - 1,34\varepsilon + 0,56\varepsilon^2$; $HB = 100 + 3,8\varepsilon^{0,82}$
Л59	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 2,9\varepsilon^{0,64}$; $\sigma_B = 36 + 1,8\varepsilon^{0,69}$; $\lg \delta = 1,695 - 1,64\varepsilon + 1,6\varepsilon^2$
ЛA77-2	$\sigma_B = 34 + 0,65\varepsilon$; $\lg \delta = 1,796 - 1,63\varepsilon - 0,6\varepsilon^2$; $HB = 81 + 8,3\varepsilon^{0,62}$
ЛAЖ60-1-1	$\sigma_B = 48 + 0,6\varepsilon^{0,98}$; $\lg \delta = 1,681 - 2,02\varepsilon - 0,9\varepsilon^2$; $HB = 105 + 7\varepsilon^{0,61}$
ЛH65-5	$\sigma_{0,2} = 28,5 + 4,4\varepsilon^{0,53}$; $\sigma_B = 47 + 0,6\varepsilon^{0,85}$; $\lg \delta = 1,644 - 1,69\varepsilon - 2,1\varepsilon^2$
ЛДЖM59-1-1	$\sigma_B = 46,5 + 0,51\varepsilon$; $\lg \delta = 1,663 - 1,85\varepsilon - 0,98\varepsilon^2$; $HB = 106 + 1,9\varepsilon^{0,85}$
ЛM57-3-1	$\sigma_B = 55 + 1,2\varepsilon^{0,76}$; $\lg \delta = 1,477 - 3,23\varepsilon - 0,5\varepsilon^2$
Л090-1	$\sigma_B = 23,5 + 0,59\varepsilon$; $HB = 48 + 11,3\varepsilon^{0,54}$
Л070-1	$\sigma_B = 42 + 1,16\varepsilon^{0,84}$
Л062-1	$\sigma_{0,2} = 20 + 7,6\varepsilon^{0,43}$; $\sigma_B = 42,5 + 2,7\varepsilon^{0,6}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
ЛЮ60-1	$\sigma_{0,2} = 20 + 1,5\varepsilon^{0,85}$; $\sigma_B = 43 + 0,51\varepsilon^{1,03}$
ЛС74-3	$\sigma_B = 38 + 1,9\varepsilon^{0,69}$
ЛС64-2	$\sigma_{0,2} = 10 + 1,7\varepsilon^{0,8}$; $\sigma_B = 30 + 1,1\varepsilon^{1,4}$; $\lg \delta = 1,477 - 1,8\varepsilon - 0,7\varepsilon^2$
ЛС63-3	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 1,9\varepsilon^{0,73}$; $\sigma_B = 31 + 0,87\varepsilon^{0,91}$; $\lg \delta = 1,708 - 1,22\varepsilon - 1,1\varepsilon^2$
ЛС60-1	$\sigma_{0,2} = 15 + 5,6\varepsilon^{0,51}$; $\sigma_B = 36 + \varepsilon^{0,86}$; $\lg \delta = 1,708 - 1,73\varepsilon - 0,9\varepsilon^2$
ЛС59-1	$\sigma_{0,2} = 17,5 + 7\varepsilon^{0,37}$; $\sigma_B = 38,5 + 0,53\varepsilon$
ЛК80-3	$\sigma_{0,2} = 32,5 + 0,59\varepsilon^{0,98}$; HB = $70 + 18,2\varepsilon^{0,48}$
Đồng thanh	
БрА7	$\sigma_B = 55 + 1,2\varepsilon^{0,87}$; $\lg \delta = 1,681 - 2,63\varepsilon + 0,6\varepsilon^2$; HB = $137,5 + 18\varepsilon^{0,4}$
БрАМц9-2	$\sigma_B = 49,5 + 0,62\varepsilon$; $\lg \delta = 1,748 - 4,17\varepsilon + 2,9\varepsilon^2$
БрАЖ9-4	$\sigma_B = 59 + 2,8\varepsilon^{0,72}$; $\lg \delta = 1,568 - 2,89\varepsilon + 2,2\varepsilon^2$
БрАЖМц10-3-1,5	$\sigma_B = 60 + 3\varepsilon^{0,67}$
БрАЖН10-4-4	$\sigma_B = 68,5 + 3,1\varepsilon^{0,69}$; $\lg \delta = 1,398 - 2,46\varepsilon + 1,3\varepsilon^2$
БрБ2	$\sigma_{0,2} = 40 + 3,1\varepsilon^{0,75}$; $\sigma_B = 58 + 2,5\varepsilon^{0,73}$; $\lg \delta = 1,532 - 2,38\varepsilon - 1,9\varepsilon^2$
БрКМц3-1	$\sigma_B = 50 + 2,8\varepsilon^{0,63}$
БрМц5	$\sigma_{0,2} = 9 + 6,1\varepsilon^{0,46}$; $\sigma_B = 31,5 + 0,24\varepsilon^{1,06}$; $\lg \delta = 1,699 - 3,14\varepsilon + 2,1\varepsilon^2$; HB = $65 + 6\varepsilon^{0,74}$
БрФ4-0,25	$\sigma_B = 35 + 0,45\varepsilon^{1,04}$; $\lg \delta = 1,72 - 1,09\varepsilon - 1,6\varepsilon^2$; HB = $62,5 + 11\varepsilon^{0,57}$
БрОЦ4-3	$\sigma_B = 31 + 0,89\varepsilon^{0,93}$; $\lg \delta = 1,703 + 3,75\varepsilon + 3,9\varepsilon^2$; HB = $70 + 2,8\varepsilon^{0,97}$
БрОЦ4-4,2,5	$\sigma_B = 32,5 + 0,49\varepsilon^{1,02}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Niken, các hợp kim niken và đồng - niken gia công bằng áp lực được	
Niken bản thành phẩm	$\sigma_{0,2} = 15 + 13,7\varepsilon^{0,38}$; $\sigma_B = 50 + 1,1\varepsilon^{0,81}$;
HT14	$\lg \delta = 1,672 - 2,24\varepsilon + \varepsilon^2$; HB = 115 + 21,6 $\varepsilon^{0,46}$
Niken mangan	$\sigma_B = 49 + 0,86\varepsilon^{0,94}$
HMu2,5	
Niken mangan	$\sigma_B = 52,5 + 1,2\varepsilon^{0,85}$
HMu5	
Cromen	$\sigma_B = 61 + 3,6\varepsilon^{0,63}$; HB = 200 + 5 $\varepsilon^{0,74}$
THX9,5	
Monen	$\sigma_{0,2} = 20 + 11,4\varepsilon^{0,41}$; $\sigma_B = 50 + 2,4\varepsilon^{0,64}$;
HMЖMu28,2,5-1,5	$\lg \delta = 1,672 - 2,46\varepsilon + 1,3\varepsilon^2$; HB = 128 + 10 $\varepsilon^{0,58}$
Copen	$\sigma_B = 40 + 1,9\varepsilon^{0,64}$;
MHMu43-0,5	$\lg \delta = 1,544 - 2,96\varepsilon + 1,7\varepsilon^2$; HB = 101 + 12,3 $\varepsilon^{0,45}$
Constantan	$\sigma_B = 45 + 0,92\varepsilon^{0,85}$
MHMu40-1,5	
Đồng bạch	$\sigma_B = 42 + 0,84\varepsilon^{0,84}$;
MHЖMu30-1-1	$\lg \delta = 1,512 - 2,52\varepsilon + 1,5\varepsilon^2$; HB = 139 + 2,1 $\varepsilon^{0,8}$
Đồng bạch	$\sigma_{0,2} = 13 + 9,3\varepsilon^{0,34}$; $\sigma_B = 34 + 0,72\varepsilon^{0,8}$;
MH19	HB = 84 + 12,8 $\varepsilon^{0,45}$
Cunian	$\sigma_B = 72,5 + 2,7\varepsilon^{0,54}$
MHA13-3	
Manganin	$\sigma_B = 55 + 1,8\varepsilon^{0,73}$
MHMu3-12	
Hợp kim	$\sigma_B = 27,5 + 0,4\varepsilon^{0,85}$; $\lg \delta = 1,544 - 1,56\varepsilon + 1,1\varepsilon^2$
TTIMH0,6	
Các hợp kim titan	
Titan kỹ thuật	$\sigma_{0,2} = 50 + 6,7\varepsilon^{0,36}$; $\sigma_B = 57 + 4,7\varepsilon^{0,45}$;
	$\lg \delta = 1,532 - 2,08\varepsilon + 2,3\varepsilon^2$; HB = 225 + 6,4 $\varepsilon^{0,59}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Các hợp kim titan	
BT1-1	$\sigma_{0,2} = 42 + 5,2\varepsilon^{0,48}$; $\sigma_B = 56 + 2,9\varepsilon^{0,56}$; $HB = 248 + 10\varepsilon^{0,28}$
BT1-2	$\sigma_{0,2} = 44 + 4,2\varepsilon^{0,54}$; $\sigma_B = 60 + 2,2\varepsilon^{0,62}$; $HB = 235 + 7,4\varepsilon^{0,73}$
BT4	$\sigma_B = 90 + 2,2\varepsilon^{0,68}$; $\lg \delta = 1,362 - 2,09\varepsilon + 4,2\varepsilon^2$
BT5	$\sigma_B = 82,5 + 6,5\varepsilon^{0,37}$; $\lg \delta = 1,146 - 2,02\varepsilon + 2,5\varepsilon^2$
BT6	$\sigma_{0,2} = 100 + 1,1\varepsilon^{0,76}$; $\sigma_B = 107 + 1,6\varepsilon^{0,68}$; $\lg \delta = 1,079 - 2,48\varepsilon + 4,3\varepsilon^2$
OT4	$\sigma_{0,2} = 64 + 2,4\varepsilon^{0,68}$; $\sigma_B = 82 + 1,6\varepsilon^{0,73}$; $HB = 320 + 13,7\varepsilon^{0,6}$
OT4-1	$\sigma_B = 67 + 2,3\varepsilon^{0,67}$; $\lg \delta = 1,477 - 1,82\varepsilon + 0,5\varepsilon^2$
ИМП-7	$\sigma_{0,2} = 83,5 + 1,2\varepsilon^{0,86}$; $\sigma_B = 88 + 1,9\varepsilon^{0,7}$; $\lg \delta = 1,279 - 2,13\varepsilon + 3,8\varepsilon^2$
ИМП-1А	$\sigma_{0,2} = 62,5 + 4\varepsilon^{0,61}$; $\sigma_B = 68 + 3\varepsilon^{0,64}$; $\lg \delta = 0,875 - 0,75\varepsilon - 0,7\varepsilon^2$
Các kim loại khó chảy	
Tantali	$\sigma_{0,2} = 57,5 + 5\varepsilon^{0,54}$
Niobi	$\sigma_B = 40 + 4,2\varepsilon^{0,5}$
Vonfram	$\sigma_B = 13 + 0,003\varepsilon^{2,27}$
Các lưỡng kim	
Sắt Arco - hợp kim ACM, $H_{\text{жк}}/H_c = 0,56$	$\sigma_{0,2} = 17 + 1,1\varepsilon^{0,85}$; $\sigma_B = 25 + \varepsilon^{0,84}$
Sắt Arco - hợp kim ACM, $H_{\text{жк}}/H_c = 0,64$	$\sigma_{0,2} = 19 + \varepsilon^{0,88}$; $\sigma_B = 27,5 + 0,79\varepsilon^{0,89}$
Sắt Arco - hợp kim ACM, $H_{\text{жк}}/H_c = 0,73$	$\sigma_{0,2} = 20 + 0,65\varepsilon^{0,97}$; $\sigma_B = 29 + 0,54\varepsilon^{0,96}$

Phần tiếp theo bảng II.11

1	2
Các lương kim	
Sắt Ames - hợp kim ACM, $H_{ж}/H_c = 0,83$	$\sigma_{0,2} = 22,5 + 1,3\varepsilon^{0,84}$; $\sigma_B = 32,5 + 0,79\varepsilon^{0,9}$
Ghi chú: $H_{ж}/H_c$ - Các tỉ số ban đầu giữa các lớp sắt và hợp kim ACM	

BẢNG II.12. CÁC CÔNG THỨC THỰC NGHIỆM ĐỂ XÁC ĐỊNH GIỚI HẠN CHẢY $\sigma_{0,2}$, kgf/mm² CỦA NHÓM THÉP HAY HỢP KIM

Kim loại, hợp kim đặc trưng cho nhóm	Các công thức thực nghiệm
1	2
Thép kết cấu	
Ст0, Ст1, Ст2, 08кп, 10, 20, 09Г2 40,45, Y10, Y12	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 3,40\varepsilon^{0,60}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 5,40\varepsilon^{0,60}$
Thép hợp kim và các hợp kim	
25ХГСА, 30ХГСА, Э31, 11Х11Н2В2МФ (ЭИ962), 08Х13 (ЭИ496)	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 5,40\varepsilon^{0,54}$
15Х17АГ14 (ЭИ213), 0Х17Н5Г9АБ (ЭП55), ЭИ846, Р9	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 4,80\varepsilon^{0,77}$
12Х18Н9 (Х18Н9), 12Х18Н9Т (Х18Н9Т), 36Х18Н25С2 (4Х18Н25С2), 0Х20Н4АГ10 (ННЗ) Х22Н5АГ9 (ЭП20)	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 3,20\varepsilon^{0,84}$
20Х13Н4Г9 (ЭИ100), Э22, ЭИ712, 12Х21Н5Т (ЭИ811), 50ХФА, 12Х5МА	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2ИСХ} + 2,50\varepsilon^{0,72}$

Phần tiếp theo bảng II.12

1	2
Hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
Л90, Л68, Л62, Л63, Л59, Л65-5, Л060-1 Л064-2, ЛС59-1	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2\text{ИСХ}} + 5,80\varepsilon^{0,42}$ $\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2\text{ИСХ}} + 2,70\varepsilon^{0,68}$
Đồng thanh	
Бр0Ф4-0,15	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2\text{ИСХ}} + 5,10\varepsilon^{0,55}$
Lương kim	
Sắt Armco - hợp kim ACM	$\sigma_{0,2} = \sigma_{0,2\text{ИСХ}} + \varepsilon^{0,88}$

BẢNG II.13. CÁC CÔNG THỨC THỰC NGHIỆM ĐỂ XÁC ĐỊNH SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B , kg/mm² CỦA NHÓM THÉP HAY HỢP KIM

Kim loại, hợp kim đặc trưng cho nhóm	Các công thức thực nghiệm
1	2
Thép kết cấu	
Ст0, 08кп, 10, 20А, 40, 45, 50, 85 09Г2, 12ГС, 70Г	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,60\varepsilon^{0,76}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,80\varepsilon^{0,91}$
Thép cacbon dụng cụ	
У8А, У9А, У10, У12...	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,90\varepsilon^{0,79}$
Thép hợp kim và các hợp kim	
12Х18Н9Т (Х18Н9Т), 0Х20Н4АГ10 (НН3), 15Х17Г14 (ЭП213) 0Х17Н5Г9АБ (ЭП55) 9ХФ, 17Х18Н9 (2Х18Н9), 20Х13Н4Г9 (ЭИ100), 10Х14Г14Н4Т (ЭИ711) P9,	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,40\varepsilon$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,50\varepsilon^{0,86}$

Phần tiếp theo bảng II.13

1	2
Thép hợp kim và các hợp kim	
25XГСА, 30XГСА, 15X25T (X25T) X22H5AГ9 (ЭП20), 50XФА, X14Г14Н (ЭП212) Э22, 12X21H5T (ЭИ811), 08X13 (ЭИ496)	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,75\varepsilon^{0,93}$
Các hợp kim nhôm	
Д1, А1, АМr3, АМR5П АД0, АМu, АМr1, АСМ	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,59\varepsilon^{0,71}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,10\varepsilon$
Các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
Л80, Л75, Л70, Л68, Л62, Л63, Л59 ЛН65-5, Л060-1, ЛАЖ60-1-1 ЛЖМц59-1-1, ЛК80-3, ЛМцА7-3-1, ЛС59-1 ЛА77-2, ЛС60-1, ЛС63-3, ЛС74-3 Л062-1, Л070-1, Л090-1	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,77\varepsilon^{0,91}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + \varepsilon^{0,87}$
Đồng thanh	
БрАЖН10-4-4, БрБ2 БрАМц10-3-1,5, БрАЖ9-4 БрОФ4-0,15; БрАМц9-2, БрОЦ4-3	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 2,90\varepsilon^{0,70}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,62\varepsilon$
Niken, các hợp kim niken và đồng - niken	
НП4, МНЖМц30-0,8-1, МНМц40-1,5, МНМц43-0,5; НМЖМц28-2,5-1,5; МНА13-3 НМцАК2-2-1, МНМц3-12, НМц2,5 ТТМНО,6; МН19, МН5	$\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,5\varepsilon^{0,72}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 1,30\varepsilon^{0,83}$ $\sigma_B = \sigma_{\text{ВИСХ}} + 0,80\varepsilon^{0,72}$

Phần tiếp theo bảng II.13

1	2
Các hợp kim titan	
BT1-1, BT1-2, BT4, BT5, BT6, OT4 OT4-1, ИИП-1А, ИМП-7	$\sigma_B = \sigma_{B_{исх}} + 2,40\epsilon^{0,63}$
Các loại kim	
Sắt Armco - hợp kim ACM	$\sigma_B = \sigma_{B_{исх}} + 0,75\epsilon^{0,90}$

BẢNG II.14.

**CÁC CÔNG THỨC THỰC NGHIỆM ĐỂ XÁC ĐỊNH
ĐỘ CỨNG HB CỦA NHÓM THÉP HAY HỢP KIM**

Kim loại, hợp kim đặc trưng cho nhóm	Các công thức thực nghiệm
1	2
Thép cacbon kết cấu và thép cacbon dụng cụ	
Ст0, Ст2, 08кп, 20А, 20, 50, 85 09Г2, 12ГС, 65Г, У10А	$HB = HB_{исх} + 3,90\epsilon^{0,78}$
Thép hợp kim và các hợp kim	
25ХГСА, 30ХГСА, 12Х5МА, Э31 08Х13 (ЭИ496), ЭИ712, 12Х21Н5Т (ЭИ811), ЭИ763, ЭИ852	$HB = HB_{исх} + 10,5\epsilon^{0,58}$ $HB = HB_{исх} + 7,40\epsilon^{0,63}$
Các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)	
ЛП70, Л68, Л62, Л63, ЛО90-1, ЛА77-2, ЛМцА57-3-1	$HB = HB_{исх} + 6,80\epsilon^{0,68}$
Đồng thanh	
БрБ2, БрОФ4-0, БрОЦ4-3, БрМц5	$HB = HB_{исх} + 6,20\epsilon^{0,73}$

Các kim loại thuộc nhóm này hay nhóm khác là dựa trên cơ sở phân tích các công thức thực nghiệm cho các kim loại riêng biệt, các cơ tính ban đầu, đặc điểm tăng bền và thành phần hóa học. Theo các số liệu thực nghiệm người ta suy diễn một công thức chung cho ba, bốn kim loại cùng một nhóm. Sau đó, theo công thức tìm được người ta xác định các đặc tuyến cơ học với các độ ép lún khác nhau cho các kim loại khác của nhóm này và tiến hành so sánh với số liệu thí nghiệm. Các công thức thực nghiệm được tìm ra bằng cách như vậy được trình bày trong các bảng II.12 - II.14. Khi tính toán theo các công thức này sai sót số học trung bình giữa các số liệu thực nghiệm và số liệu tính toán nằm trong các giới hạn từ -4 đến $+8\%$, điều này hoàn toàn được phép để xác định các thông số lực của quá trình biến dạng. Cho nên có thể dùng các công thức này cho việc tính toán thực tế.

Trong những trường hợp mà số liệu thí nghiệm ta có mặc dù chỉ áp dụng cho một dải độ ép lún không lớn, vẫn nên tính toán chính xác công thức cần thiết theo số liệu đã có, sau đó có thể dùng công thức này để tính toán lực cán với độ ép lún khác. Cũng có thể dùng các công thức này trong những trường hợp hoàn toàn không có số liệu thí nghiệm. Khi đó, kim loại, mà cần phải tính toán, cần được đưa vào một trong những nhóm đã trình bày.

Giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$ sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối δ và độ cứng HB của các kim loại và các hợp kim trong trạng thái ủ (ở 20°C)

Có thể sử dụng các trị số giới hạn chảy, sức bền tạm thời, độ giãn dài tương đối và độ cứng các kim loại

và các hợp kim trong trạng thái ủ để tính toán độ bền các chi tiết máy, cũng như trong các tính toán công nghệ khi soạn thảo các chế độ gia công kim loại. Ví dụ, đại lượng σ_B được dùng để xác định lực cắt kim loại, d - để tính các quá trình nắn và cắt kim loại, HB - để đánh giá độ bền và khả năng gia công được của kim loại.

Trong bảng II.15 trình bày các số liệu về giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối d và độ cứng HB của 35 mác thép và hợp kim, cũng như của 7 hợp kim titan và 26 mác kim loại và hợp kim màu trong trạng thái ủ (chưa biến cứng) ở nhiệt độ trong nhà (20°C)

BẢNG II.15.

GIỚI HẠN CHẢY $\sigma_{0,2}$, SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B , ĐỘ GIẢN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ VÀ ĐỘ CỨNG HB CỦA CÁC KIM LOẠI VÀ HỢP KIM TRONG TRẠNG THÁI Ủ (Ở 20°C)

Kim loại hay hợp kim	$\sigma_{0,2}$ σ_B		$\delta, \%$	HB	Nguồn tư liệu
	KГC	mm ²			
1	2	3	4	5	6
Thép kết cấu					
08кп	23	32	53	100	[2]
Ст0	25	38	48	105	[2]
Ст2	30	38	34	120	[2]
20	38	47	37	156	[2]
40	35	40	25	170	[2]
45	35	58	31	145	[2]
50	40	68	28	178	[2]
85	50	95	13	247	[2]

Phần tiếp theo bảng II.15

1	2	3	4	5	6
Thép kết cấu					
09Г2	32	47	40	175	[2]
10Г2	35	47	30	—	[2]
65	40	78	—	210	[2]
25ХГСА	38	58	—	175	[13]
30ХГСА	48	64	30	180	[2]

Thép dụng cụ

У8А	39	59	29	—	[2]
У8ГА	40	67	28	160	[2]
У9А	40	60	31	—	[2]
У10	45	62	30	—	[2]
У12	55	68	25	—	[2]
9ХФ	35	59	38	148	[2]

Các thép và hợp kim chống gỉ, chịu nhiệt (biến dạng được)

0X13 (ЭИ496)	32	50	26	145	[2]
1X21H5T (ЭИ811)	67	75	15	260	[13]
X14Г14H3T (ЭИ711)	34	74	62	—	[14]
X14Г14H	30	90	66	—	[14]
X17AG14 (ЭП213)	45	82	53	—	[14]
2X18H9 (ЭЯ2)	—	—	28	—	[2]
X18H9T (1X18H9T, ЭЯ1T)	41	68	—	—	[2]
XH78 (ЭИ435)	50	80	36	—	[2]

Các thép và hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật

12X5MA	48	58	24	155	[2]
0X20H4AG10 (HH3)	50	80	56	170	[14]
ЭИ659	70	78	18	238	[2]

Phần tiếp theo bảng II.15

1	2	3	4	5	6
Các thép và hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật					
ЭИ712	38	52	36	157	[2]
ЭИ763	47	62	30	163	[2]
ЭИ846	33	57	25	200	[2]
ЭИ852	33	58	18	215	[12]
ЭИ962	60	74	21	200	[12]

Nhôm và các hợp kim nhôm

A100	2	4	—	—	[15]
A1	6	10	20	—	[15]
AMu	5	11	28	30	[16, 17]
AMr1	10	21	22	49	[16, 17]
Д1	9	19	16	—	[2]
Д16	—	45	25	—	[16]
ACM	4	9	31	—	[2]

Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)

M1	—	25	55	—	[18]
M4	8	—	55	55	[2]
Л90	23	31	35	97	[2]
Л80	10	29	70	—	[18]
Л170	12	32	82	74	[2]
Л68	12	32	70	70	[2]
Л62	15	36	56	100	[2]
Л59	18	36	49	—	[18]
Л062-1	20	42	30	—	[18]
Л060-1	20	43	34	—	[18]
Л064-2	10	30	30	—	[18]
Л063-3	18	31	51	—	[18]

Phần tiếp theo bảng II.15

1	2	3	4	5	6
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)					
ЛС60-1	15	36	51	—	[18]
ЛС59-1	18	38	45	97	[18]
Đồng thanh					
БрБ2	40	58	34	—	[18]
БрМц5	9	32	50	65	[18]
Các hợp kim niken và đồng - niken					
НП4	15	50	47	115	[2]
НМЖМц28-2,5-1,5	20	50	48	128	[2]
МН19	13	34	46	84	[2]
Các hợp kim titan được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật					
Titan kỹ thuật	50	—	34	225	[18]
BT1-1	42	56	30	248	[12]
BT4	—	90	23	—	[2]
BT6	100	107	12	—	[2]
OT4	64	82	17	320	[12]
OT4-1	—	67	30	—	[2]
ИМТ-7	84	88	19	—	[19]

Giới hạn chảy $\sigma_{0,2}$, sức bền tạm thời σ_B , độ giãn dài tương đối δ và độ cứng HB tùy theo mức biến dạng. Để xác định các thông số năng lượng - lực khi biến dạng nguội các kim loại cần phải có các số liệu về cơ tính trong trạng thái chưa biến dạng (ở 20°C) tùy theo mức biến dạng ε .

BẢNG II.16.

SỐ LIỆU ĐỂ SỬ DỤNG CÁC ĐỒ THỊ QUAN HỆ CỦA GIỚI HẠN CHÁY $\sigma_{0,2}$, SỨC BỀN TẠM THỜI σ_B , ĐỘ GIÃN DÀI TƯƠNG ĐỐI δ VÀ ĐỘ CỨNG HB TÙY THEO MỨC BIẾN DẠNG ε , % KHI CÁN NGƯỜI (hình II.177 - II.244)

Kim loại, hợp kim	Số T.T hình vẽ	$\sigma_{0,2}$	σ_B	δ , %	HB	Nguồn tư liệu
		kgf/mm ²				
1	2	3	4	5	6	7
Thép kết cấu						
08кп	II.177	+	+	+	+	[2]
Cт0	II.178	+	+	+	+	[2]
Cт2	II.179	+	+	+	+	[2]
20	II.180	+	+	+	+	[2]
40	II.181	+	+	+	+	[2]
45	II.182	+	+	+	+	[2]
50	II.183	+	+	+	+	[2]
85	II.184	+	+	+	+	[2]
09Г2	II.185	+	+	+	+	[12]
10Г2	II.186	+	+	+	—	[2]
65Г	II.187	+	+	—	+	[2]
125ХГСА	II.188	+	+	—	+	[13]
30ХГСА	II.189	+	+	+	+	[2]
Thép kết cấu						
Y8A	II.190	+	+	+	—	[2]
Y8ГA	II.191	+	+	+	+	[2]
Y9A	II.192	+	+	+	—	[2]
Y10	II.193	+	+	+	—	[2]
Y12	II.194	+	+	+	—	[2]
9XΦ	II.195	+	+	+	+	[2]

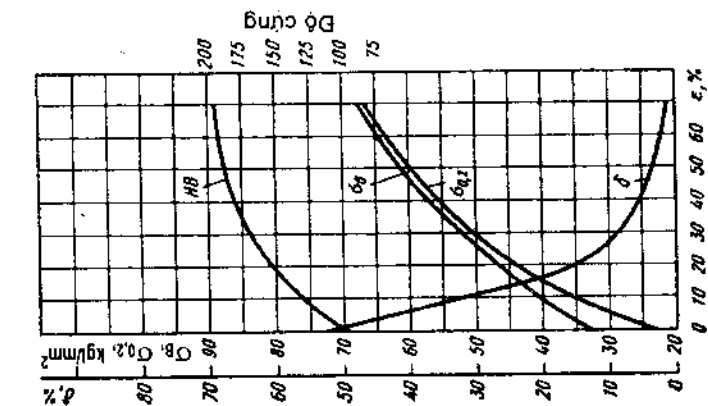
Phần tiếp theo bảng II.16

1	2	3	4	5	6	7
Các hợp kim và các thép hợp kim cao, chống gỉ, bền nhiệt (biến dạng được)						
0X13 (ЭИ496)	II.196	+	+	+	+	[2]
1X21H5T (ЭИ811)	II.197	+	+	+	+	[13]
X14Г14Н3Т (ЭИ711)	II.198	+	+	+	-	[14]
X14ЭИ14Н	II.199	+	+	+	-	[14]
X17АГ14 (ЭП213)	II.200	+	+	+	-	[14]
2X18Н9 (ЭЯ2)	II.201	+	+	+	-	[2]
X18Н9Т (1X18Н9Т, ЭЯ1Т)	II.202	+	+	+	-	[2]
XН78Т (ЭИ435)	II.203	+	+	+	-	[2]
Các thép và các hợp kim được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật						
12Х5МА	II.204	+	+	+	+	[2]
0Х20Н4АГ10 (ННЗ)	II.205	+	+	+	+	[14]
ЭИ659	II.206	+	+	+	+	[2]
ЭИ712	II.207	+	+	+	+	[2]
ЭИ763	II.208	+	+	+	+	[2]
ЭИ846	II.209	+	+	+	+	[12]
ЭИ852	II.210	+	+	+	+	[12]
ЭИ962	II.211	+	+	+	+	[12]
Nhôm và các hợp kim nhôm						
A00	II.212	+	+	-	-	[15]
A1	II.213	+	+	-	-	[15]
AMu	II.214	+	+	+	+	[16,17]
AMr1	II.215	+	+	+	+	[16,17]
Д1	II.216	+	+	+	-	[2]
Д16	II.217	-	+	+	-	[16]
ACM	II.218	+	+	+	-	[2]
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)						
M1	II.219	-	+	+	-	[18]
M4	II.220	+	+	+	+	[2]

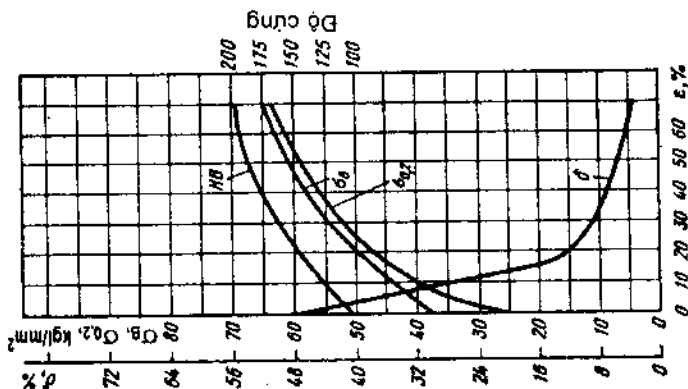
Phần tiếp theo bảng II.16

1	2	3	4	5	6	7
Đồng và các hợp kim đồng - kẽm (đồng thau)						
Л190	II.221	+	+	+	+	[2]
Л180	II.222	+	+	+	-	[18]
Л170	II.223	+	+	+	+	[2]
Л168	II.224	+	+	+	+	[2]
Л162	II.225	+	+	+	+	[2]
Л159	II.226	+	+	+	-	[18]
Л1062-1	II.227	+	+	+	-	[18]
Л1060-1	II.228	+	+	+	-	[18]
Л1С64-2	II.229	+	+	+	-	[18]
Л1С63-3	II.230	+	+	+	-	[18]
Л1С60-1	II.231	+	+	+	-	[18]
Л1С59-1	II.232	+	+	+	+	[18]
Đồng thanh						
БрБ2	II.233	+	+	+	-	[18]
БрМу5	II.234	+	+	+	+	[18]
Các hợp kim niken và đồng - niken						
НП4	II.235	+	+	+	+	[2]
НМЖМц28-2,5-1,5	II.236	+	+	+	+	[2]
МН19	II.237	+	+	+	+	[2]
Các hợp kim titan được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật						
Titan kỹ thuật	II.238	+	+	+	+	[2]
BT1-1	II.239	+	+	-	+	[12]
BT4	II.240	+	+	+	-	[2]
BT6-1	II.241	+	+	+	-	[2]
OT4	II.242	+	+	+	+	[12]
OT4-1	II.243	+	+	+	-	[2]
ИМП1-7	II.244	+	+	+	-	[19]

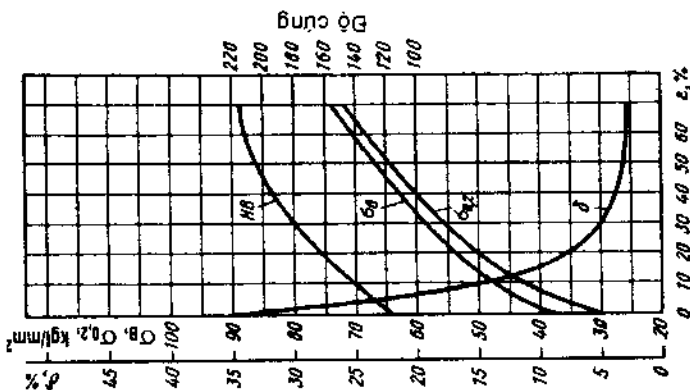
* Dấu cộng và dấu trừ chỉ sự có hoặc không các đặc tính đối với thép hoặc hợp kim trên hình vẽ.



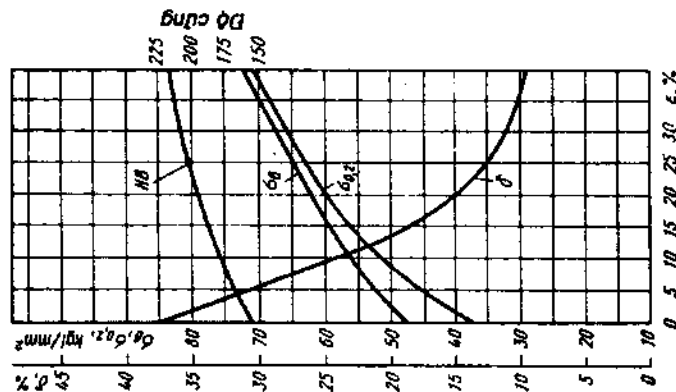
Hình II.177. Thép 08k11 (0,08% C; 0,01% Si; 0,38% Mn; $\leq 0,018\%$ S; $\leq 0,013\%$ P; 0,02% Cr; 0,06% Ni; 0,07% Cu)



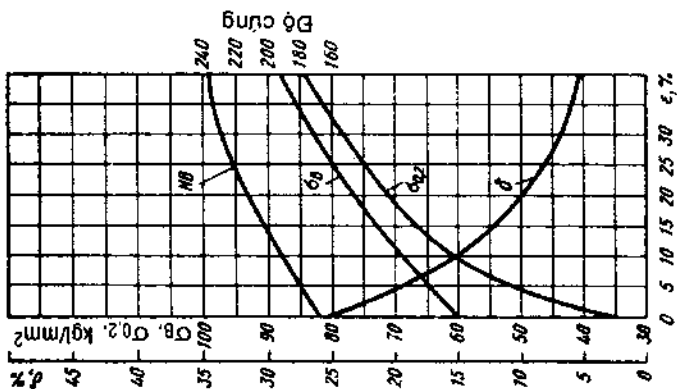
Hình II.178. Thép 08T (0,07% C; 0,01% Si; 0,25% Mn; $\leq 0,028\%$ S; $\leq 0,01\%$ P; 0,08% Cr; 0,09% Ni; 0,06% Cu)



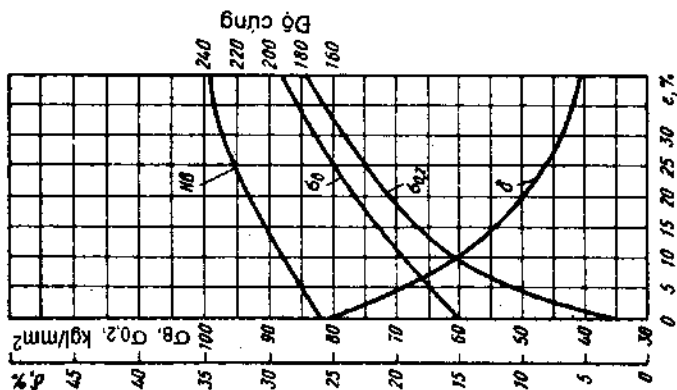
Hình II.179. Thép 179 (0,06% C; 0,25% Mn; $\leq 0,052\%$ S; $\leq 0,025\%$ P; 0,05% Cr; 0,01% Ni)



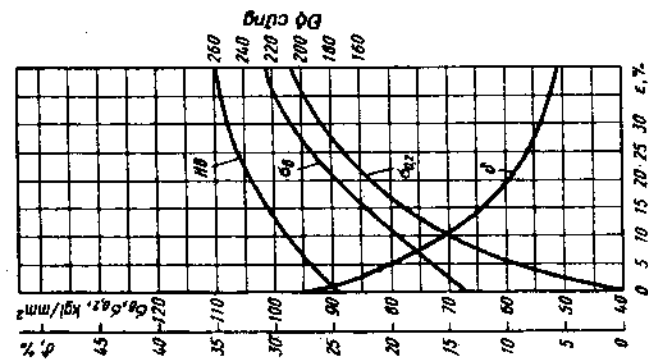
Hình 11.180. Thép 20 (0,18-0,25% C; 0,17-0,37% Si; 0,60-0,90% Mn; $\leq 0,045\%$ S; $\leq 0,045\%$ P; 0,30% Cr; 0,30% Ni; 0,20% Cu)



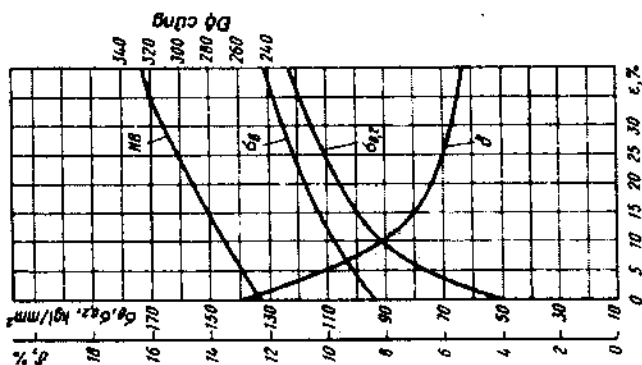
Hình 11.181. Thép 40 (0,37-0,45% C; 0,17-0,37% Si; 0,50-0,80% Mn; $\leq 0,045\%$ S; $\leq 0,04\%$ P; 0,30% Cr; 0,30% Ni)



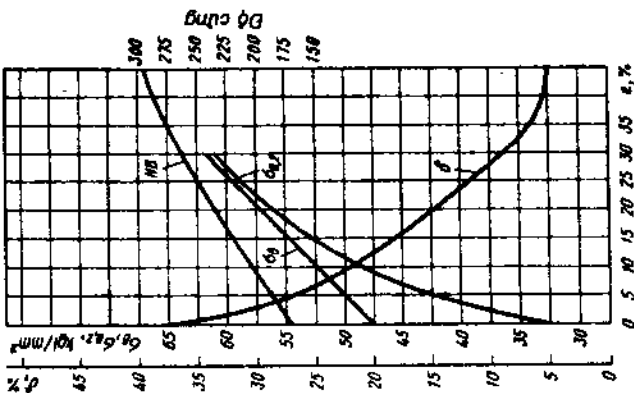
Hình 11.182. Thép 45 (0,42-0,50% C; 0,17-0,37% Si; 0,50-0,80% Mn; $\leq 0,045\%$ S; $\leq 0,04\%$ P; 0,30% Cr; 0,30% Ni)



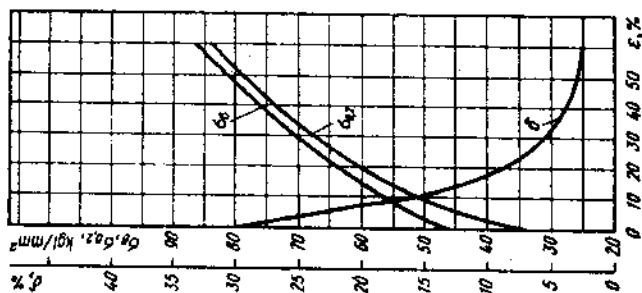
Hình II.183. Thép 50 (0.47–0.55% C; 0.17–0.37% Si; 0.50–0.80% Mn; $\leq 0.045\%$ S; $\leq 0.04\%$ P; 0.30% Cr; 0.30% Ni)



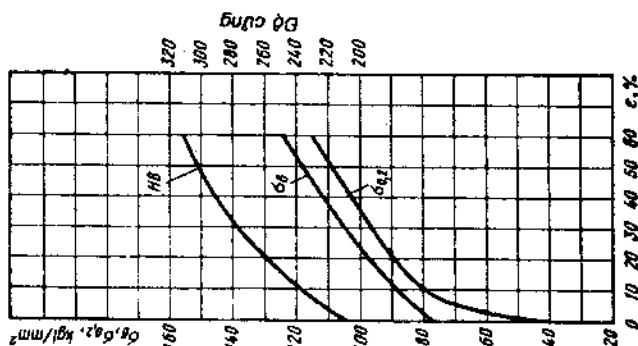
Hình II.184. Thép 85 (0.80–0.90% C; 0.15–0.30% Si; 0.45–0.75% Mn; $\leq 0.05\%$ S; $\leq 0.05\%$ P; 0.30% Cr; 0.50% Ni)



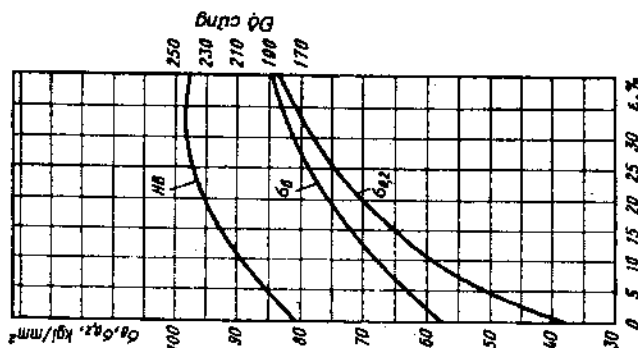
Hình II.185. Thép 90Г2 (0.12% C; 0.17–0.37% Si; 1.40–1.80% Mn; $\leq 0.045\%$ S; $\leq 0.04\%$ P; $\leq 0.30\%$ Cr; 0.30% Ni; 0.30% Cu)



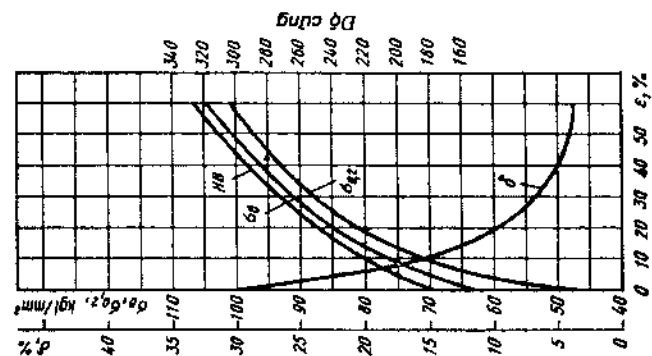
Hình II.186. Thép 10Г2 (0,07–0,15%С; 0,17–0,37%Si; 1,20–1,60%Mn; $\leq$ 0,045%S; $\leq$ 0,04%P; 0,30%Cr; 0,30%Ni)



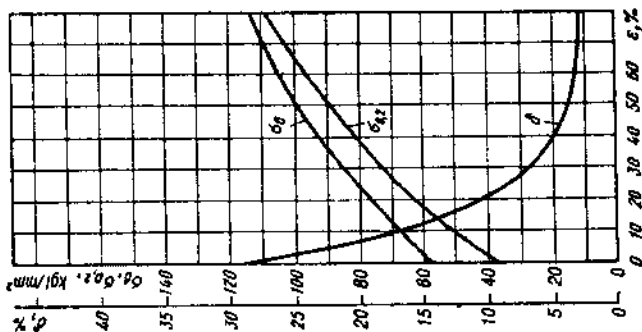
Hình II.187. Thép 65Г (0,60–0,70%С; 0,17–0,37%Si; 0,90–1,20%Mn; $\leq$ 0,045%S; $\leq$ 0,04%P; 0,30%Cr; 0,30%Ni)



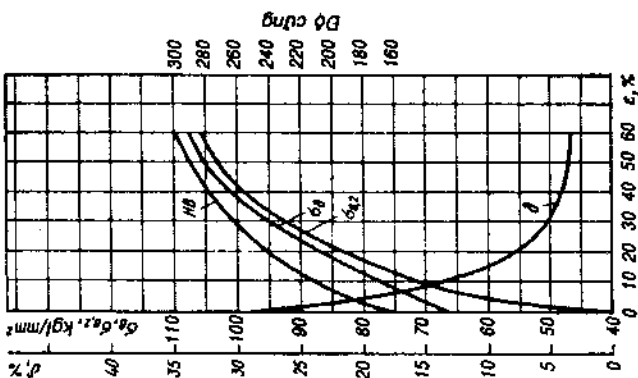
Hình II.188. Thép 25ХТСА (0,22–0,28%С; 0,90–1,20%Si; 0,80–1,10%Mn; 0,80–1,10%Cr)



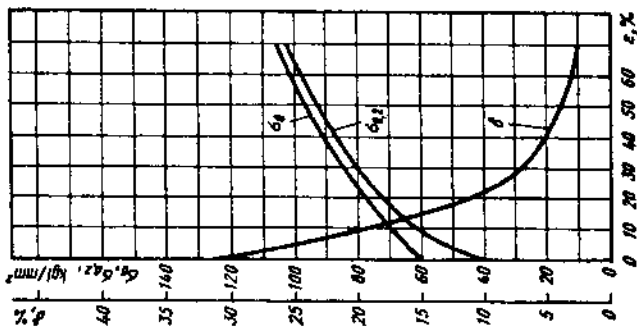
Hình II.189. Thép 30X17CA (0.28-0.34% C; 0.90-1.20% Si; 1.10% Mn; 0.80-1.10% Cr)



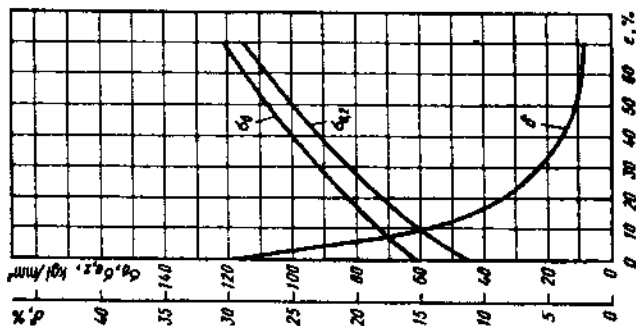
Hình II.190. Thép Y8A (0.75-0.84% C; 0.15-0.30% Si; 0.15-0.30% Mn; $\leq 0.02\%$ S; $\leq 0.03\%$ P)



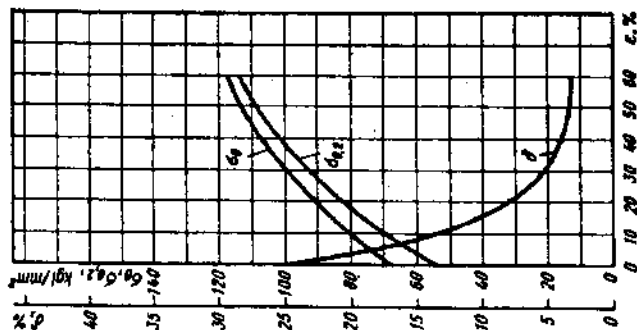
Hình II.191. Thép Y81A (0.80-0.90% C; 0.15-0.30% Si; 0.35-0.60% Mn; $\leq 0.02\%$ S; $\leq 0.03\%$ P; $\leq 0.10\%$ Cr; $\leq 0.12\%$ Ni; $\leq 0.02\%$ Cu)



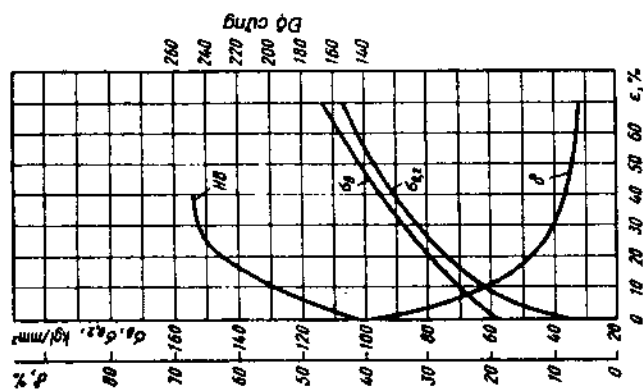
Hình II.192. Thép Y9A (0,85-0,94%C; 0,15-0,30%Si; 0,15-0,30%Mn; ≤ 0,02%S; ≤ 0,03%P; ≤ 0,30%Cr; ≤ 0,20%Ni; ≤ 0,02%Cu)



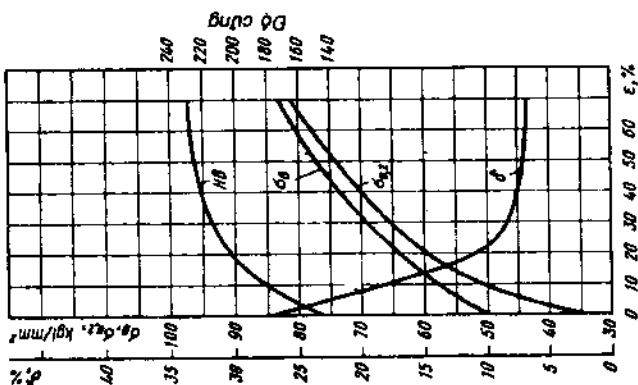
Hình II.193. Thép Y10 (0,95-1,04%C; 0,15-0,35%Si; 0,15-0,35%Mn; ≤ 0,03%S; ≤ 0,05%P; ≤ 0,10%Cr; ≤ 0,12%Ni; ≤ 0,20%Cu)



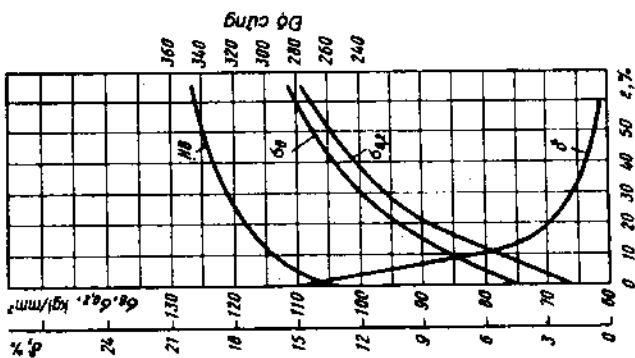
Hình II.194. Thép Y12 (1,15-1,24%C; 0,15-0,35%Si; 0,15-0,35%Mn; ≤ 0,03%S; ≤ 0,05%P; ≤ 0,20%Cr; ≤ 0,25%Ni; ≤ 0,25%Cu)



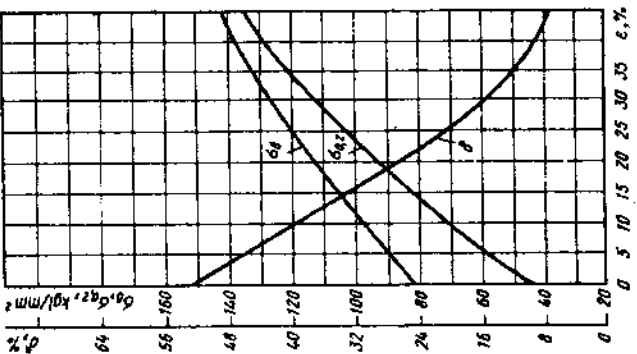
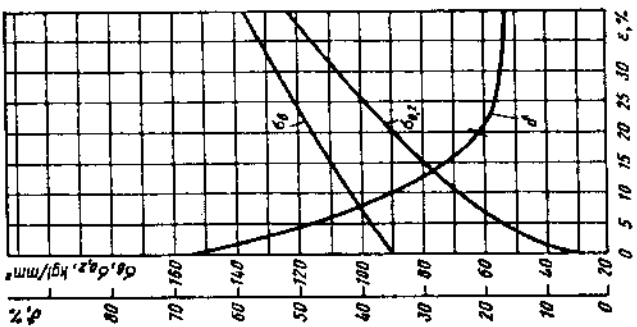
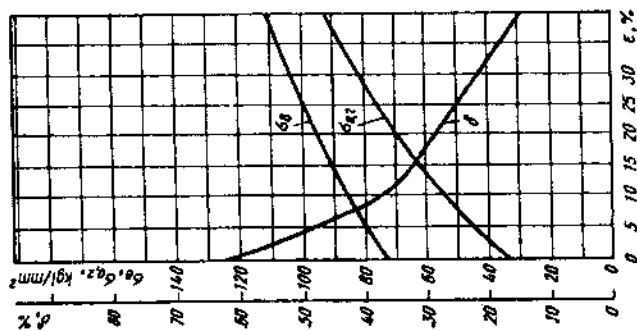
Hình II.195. Thép 9XΦ (0.80-0.90%C; 0.15-0.35%Si; 0.30-0.60%Mn; 0.40-0.70%Cr, 0.30%V)

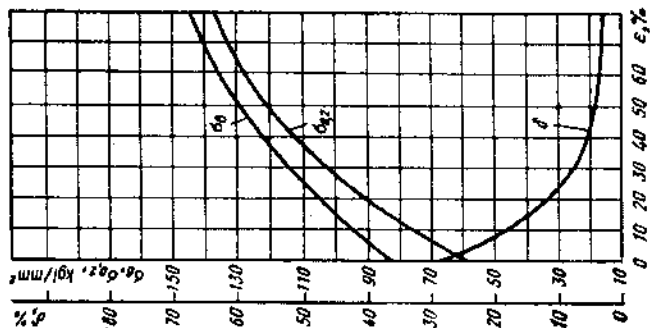


Hình II.196. Thép 0X13 ($\leq 0.08\%C$; $\leq 0.60\%Si$; $\leq 0.60\%Mn$; $\leq 0.025\%S$; $\leq 0.03\%P$; 11.0-13.0%Cr)

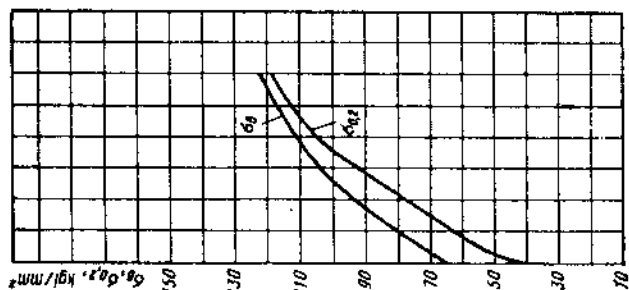


Hình II.197. Thép 1X21H5T (0.09-0.14%C; $\leq 0.80\%Si$; $\leq 0.80\%Mn$; $\leq 0.20\%S$; 0.035%P; 20.0-22.0%Cr; 4.80-5.80%Ni; [(C-0.02) 5-0.80] %Ti)

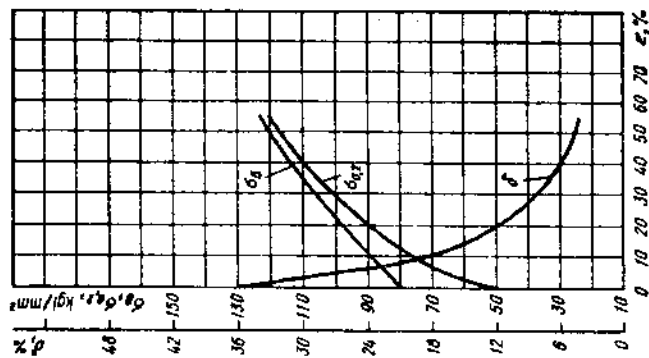




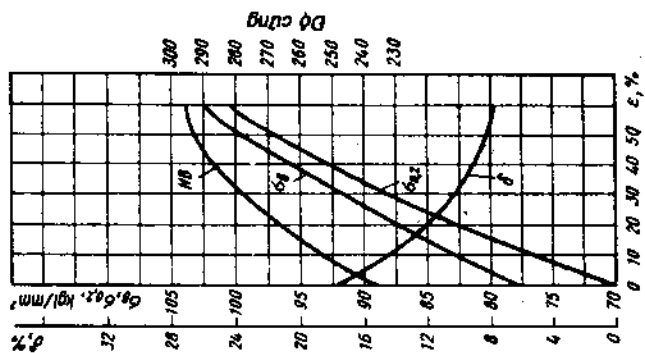
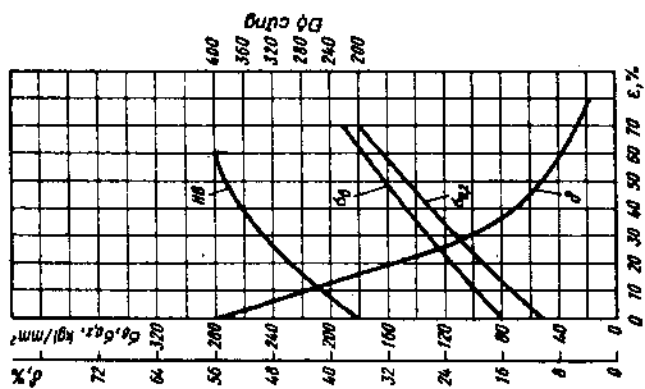
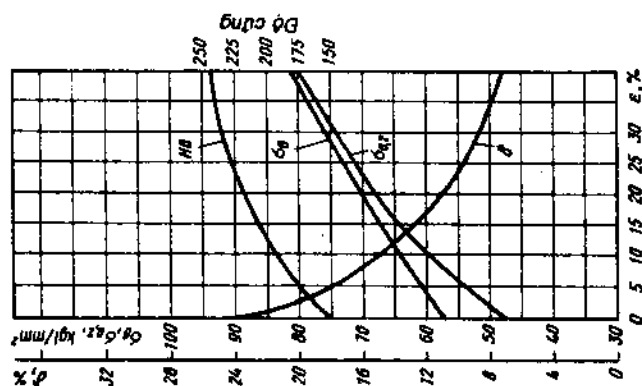
Hình II.201. Thép 2X18H9 (0.13-0.21% C; $\leq 0.80\% \text{Si}$; 1.00-2.00% Mn; $\leq 0.02\% \text{S}$; $\leq 0.035\% \text{P}$; 17.0-19.0% Cr; 8.0-10.0% Ni)



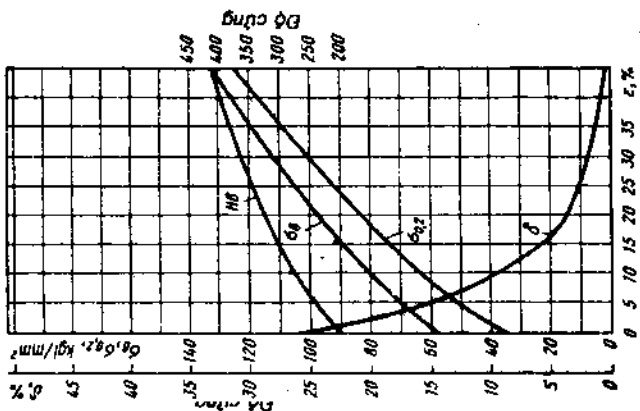
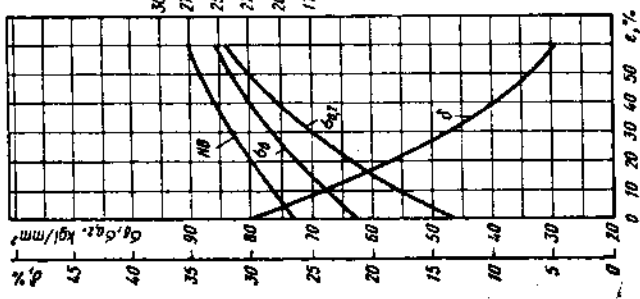
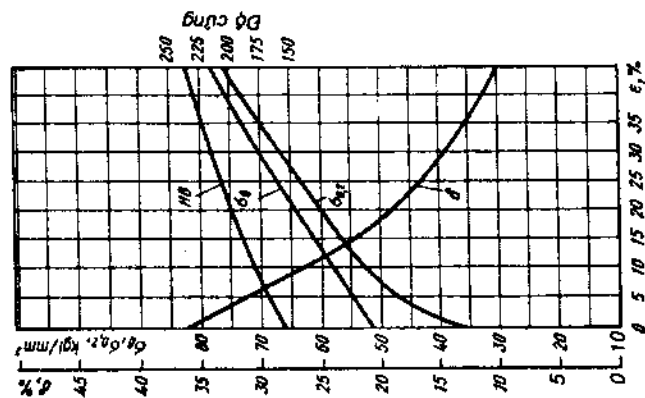
Hình II.202. Thép X18H9T (1X18H9T) ($\leq 0.12\% \text{C}$; $\leq 0.80\% \text{Si}$; 1.0-2.00% S; $\leq 0.035\% \text{P}$; 17.0-19.0% Cr; 8.00-9.50% Ni; [(C-0.02) 5-0.70] % Ti)



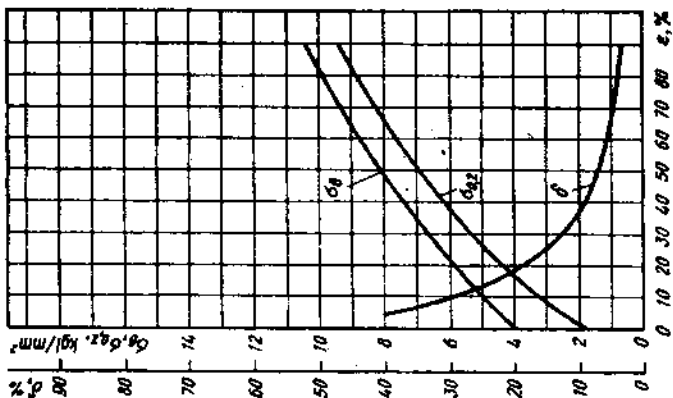
Hình II.203. Thép XH78T (3M435) ($\leq 0.12\% \text{C}$; $\leq 0.80\% \text{Si}$; $\leq 0.70\% \text{Mn}$; $\leq 0.015\% \text{S}$; $\leq 0.02\% \text{P}$; 19.0-22.0% Cr; 1.50-3.50% Al; $\leq 6.0\% \text{Fe}$; còn lại Ni)



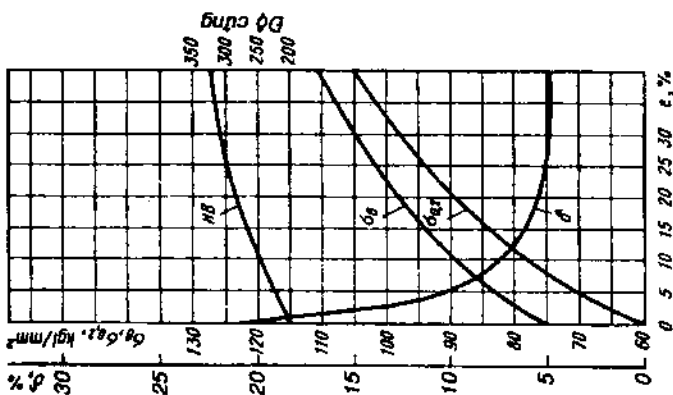
Hình II.204. Thép 12X5MA (0.11% C; ≤ 0.33% Si; 0.31% Mn; ≤ 0.14% S; ≤ 0.08% P; 4.80% Cr; 0.17% Ni; 0.50% Mo)
 Hình II.205. Thép 0X20H4T10 (HH3) (≤ 0.08% C; ≤ 0.80% Si; 10.0–12.5% Mn; ≤ 0.03% S; ≤ 0.045% P; 18.5–20.50% Cr; 4.00–5.00% Ni; 0.40–0.50% N)
 Hình II.206. Thép 3M659 (0.19% C; 0.25% Si; 0.56% Mn; 0.03% S; 0.015% P; 2.26% Cr; 1.00% Ni)



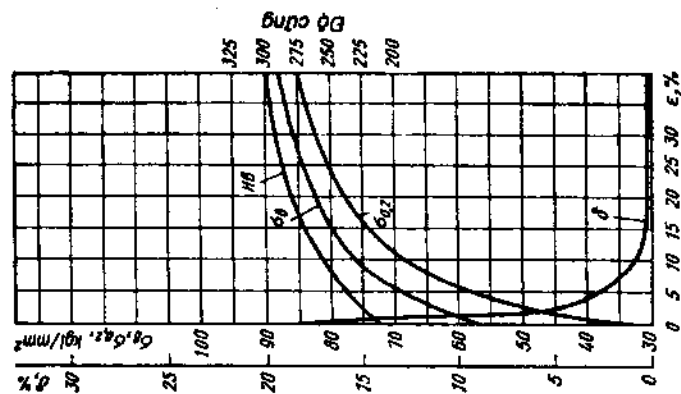
Hình II.207. Thép 3M712 ($\leq 0.09\% C$;
 $\leq 0.24\% Si$; $\leq 0.45\% Mn$; $\leq 0.011\% S$;
 $\leq 0.022\% P$; $2.17\% Cr$; $0.95\% Ni$;
 $1.06\% W$, $0.19\% V$)
 Hình II.208. Thép 3M763 ($\leq 0.21\% C$;
 $\leq 0.25\% Si$; $\leq 0.56\% Mn$; $\leq 0.03\% S$;
 $\leq 0.015\% P$; $2.26\% Cr$; $1.00\% Ni$)
 Hình II.209. Thép 3M846



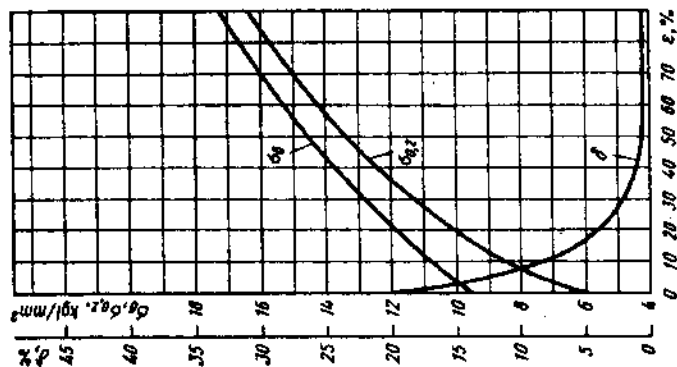
Hình II.212. Nhôm A00



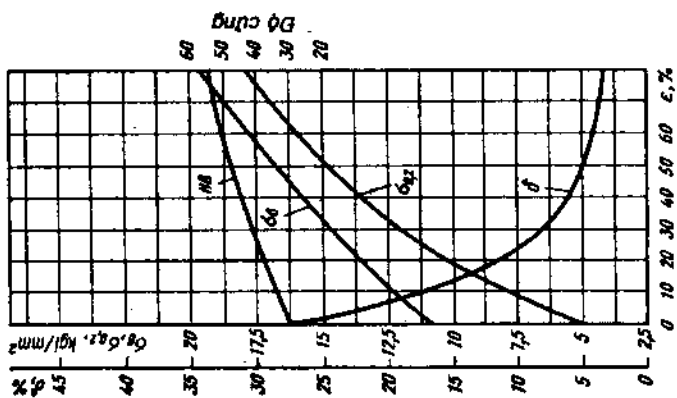
Hình II.211. Thép 314962



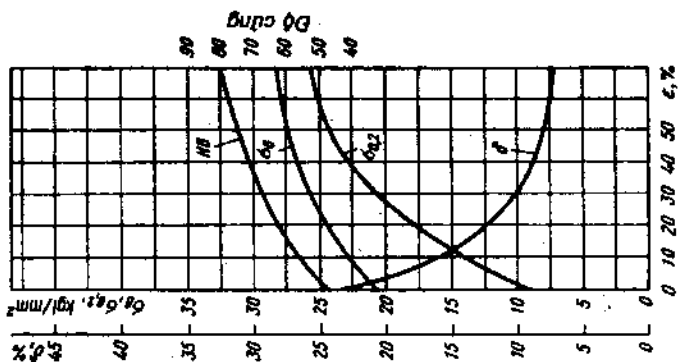
Hình II.210. Thép 314852



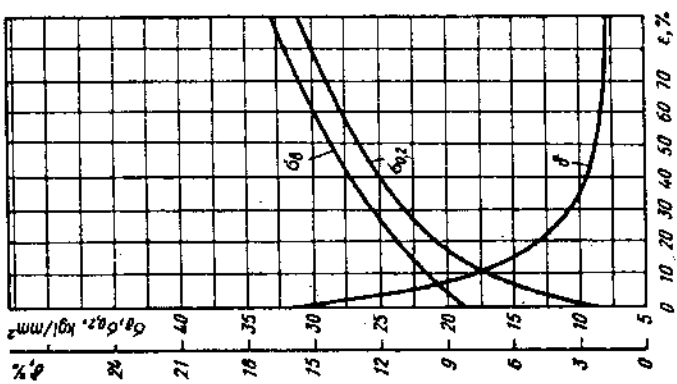
Hình II.213. Nhôm A1



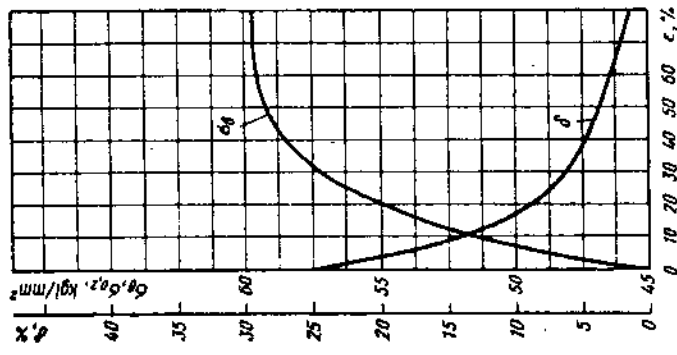
Hình II.214. Hợp kim nhôm AM11 (1.0–1.6% Mn; <0.05% Mg; <0.4–0.6% Si; 0.5–0.7% Fe; 0.2–0.5% Cu; OCT.A1)



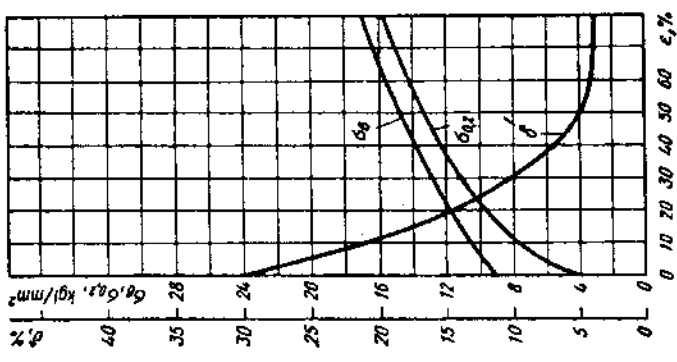
Hình II.215. Hợp kim nhôm AM15 (0.5–1.8% Mg; <0.4–0.8% Si; 0.5–0.7% Fe; 0.2–0.5% Cu; OCT.A1)



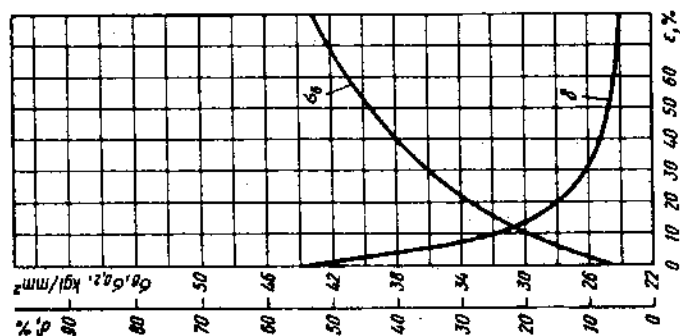
Hình II.216. Hợp kim nhôm J1 (3.8-4.8% Cu; 0.4-0.8% Mg; 0.4-0.8% Mn; <0.5% Si; <0.5% Fe; OCT.A1)



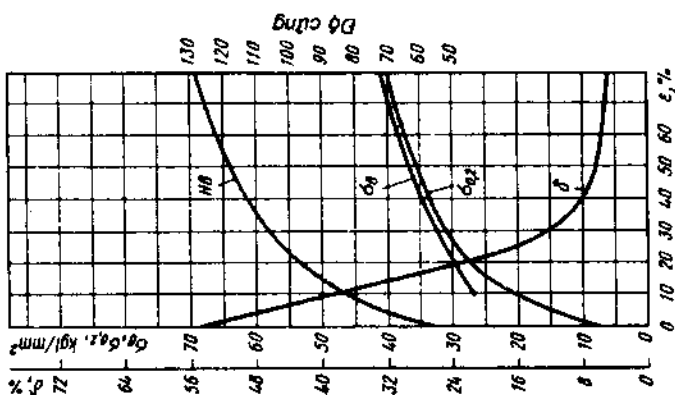
Hình II.217 Hợp kim nhôm J16 (3.8-4.5% Cu; 1.2-1.8% Mg; 0.3-0.9% Mn; <20.5% Si; <0.5% Fe; OCT.A1)



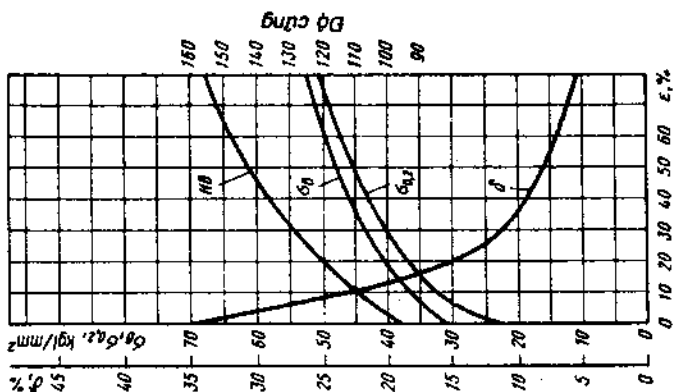
Hình II.218. Hợp kim nhôm ACM (0.3-0.7% Cu; 3.50-6.50% Sb; OCT.A1)



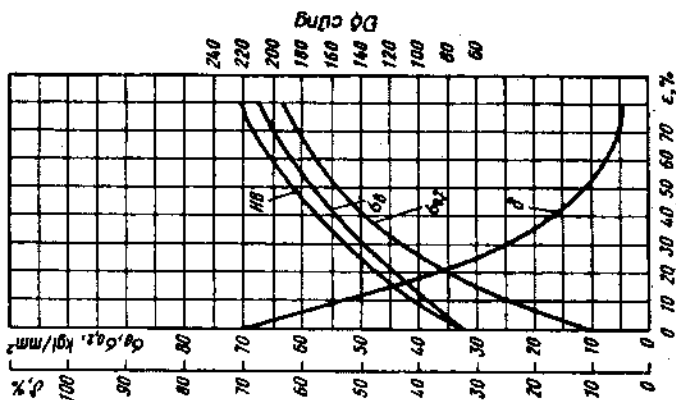
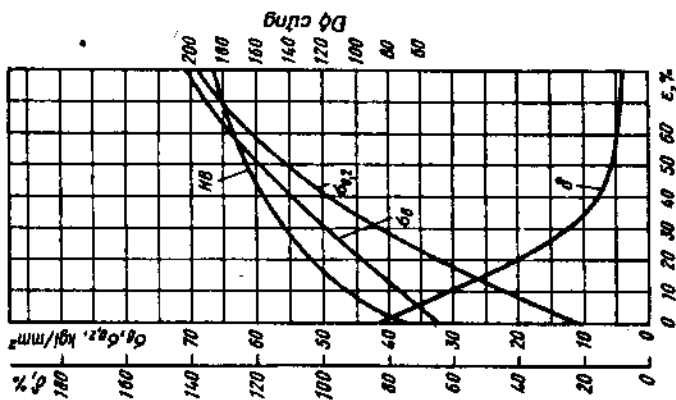
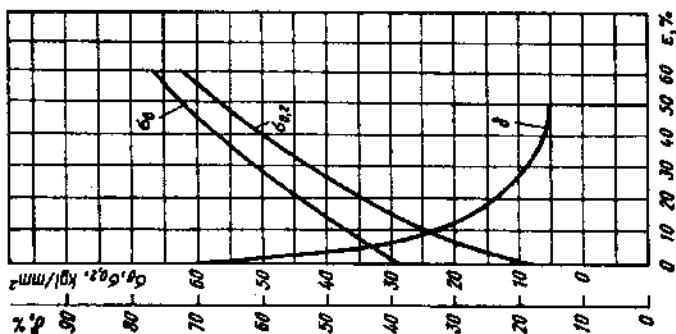
Hình 11.219. Đồng M1 (99,90%)



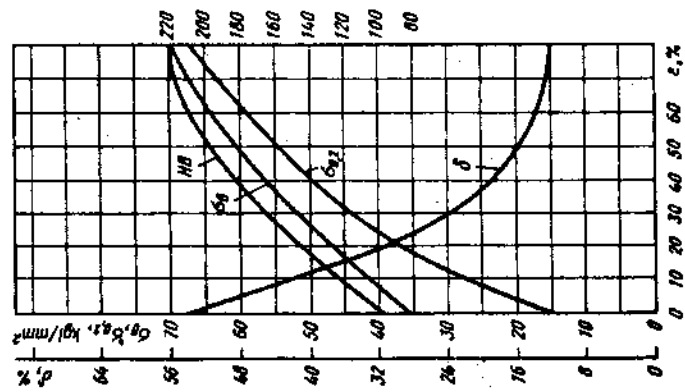
Hình 11.220. Đồng M4



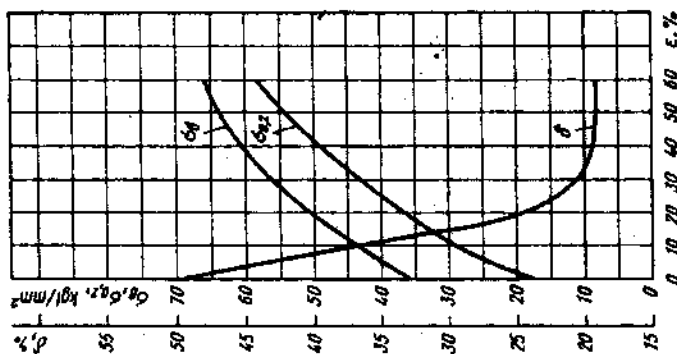
Hình 11.221. Đồng thau J190 (88,0-91,0% Cu, OCT Zn)



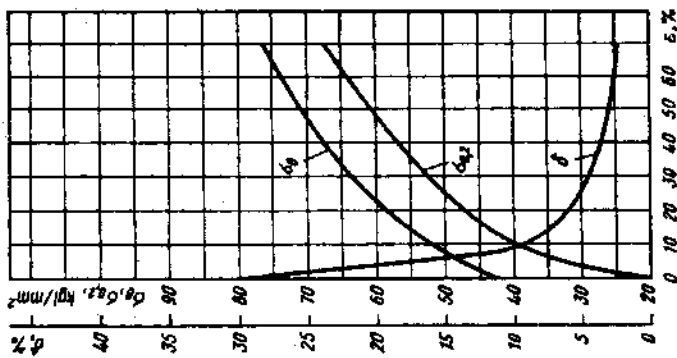
Hình 11.222. Đồng thau J180 (79,0-81, 0% Cu, OCT Zn)
 Hình 11.223. Đồng thau J170 (69,0-72, 0% Cu, OCT Zn)
 Hình 11.224. Đồng thau J168 (67,0-70,0% Cu, OCT Zn)



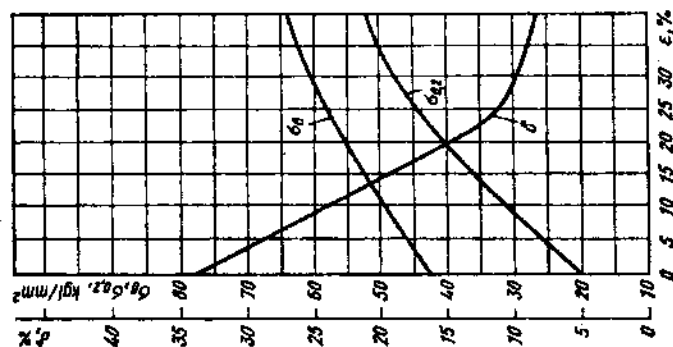
Hình II.225. Đồng thau J162 (60,5-63,5% Cu, OCT Zn)



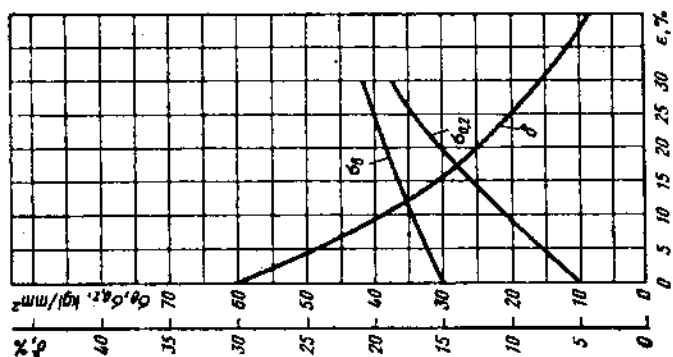
Hình II.226. Đồng thau J159 (59% Cu, 0,5% P; 0,3% Fe; 0,2% Sn; ≤ 0,01% P; ≤ 0,01% Sb; ≤ 0,003% Bi; OCT Zn)



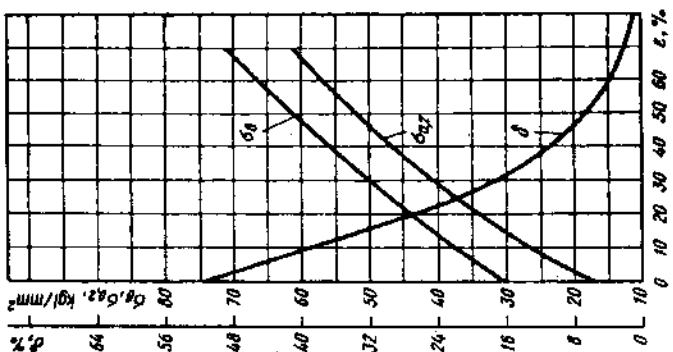
Hình II.227. Đồng thau J1062-1 (61,0-63,0% Cu, 0,7-1,1% Sn; OCT Zn)



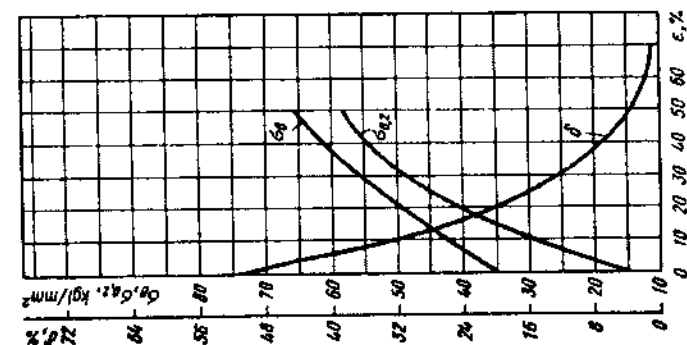
Hình II. 228. Đồng thau J1060-1 (59,0-61,0% Cu; 1,0-1,5% Sn; OCT Zn)



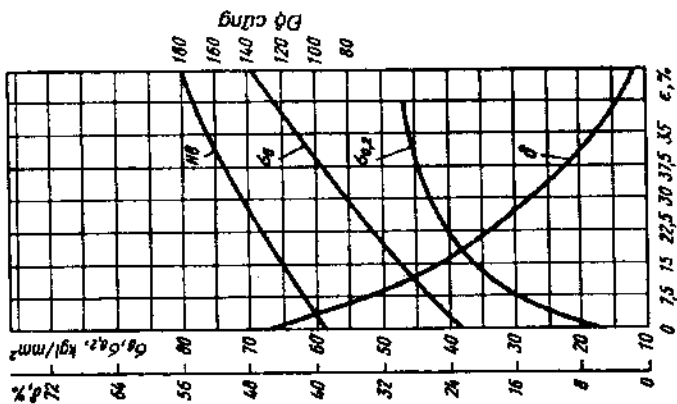
Hình II. 229. Đồng thau J1064-2 (63,0-66,0% Cu; 1,5-2,0% Pb; OCT Zn)



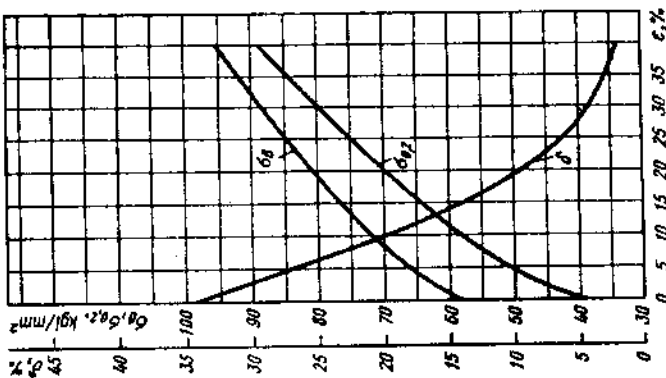
Hình II. 230. Đồng thau J1063-3 (62,0-65,0% Cu; 2,4-3,0% Pb; OCT Zn)



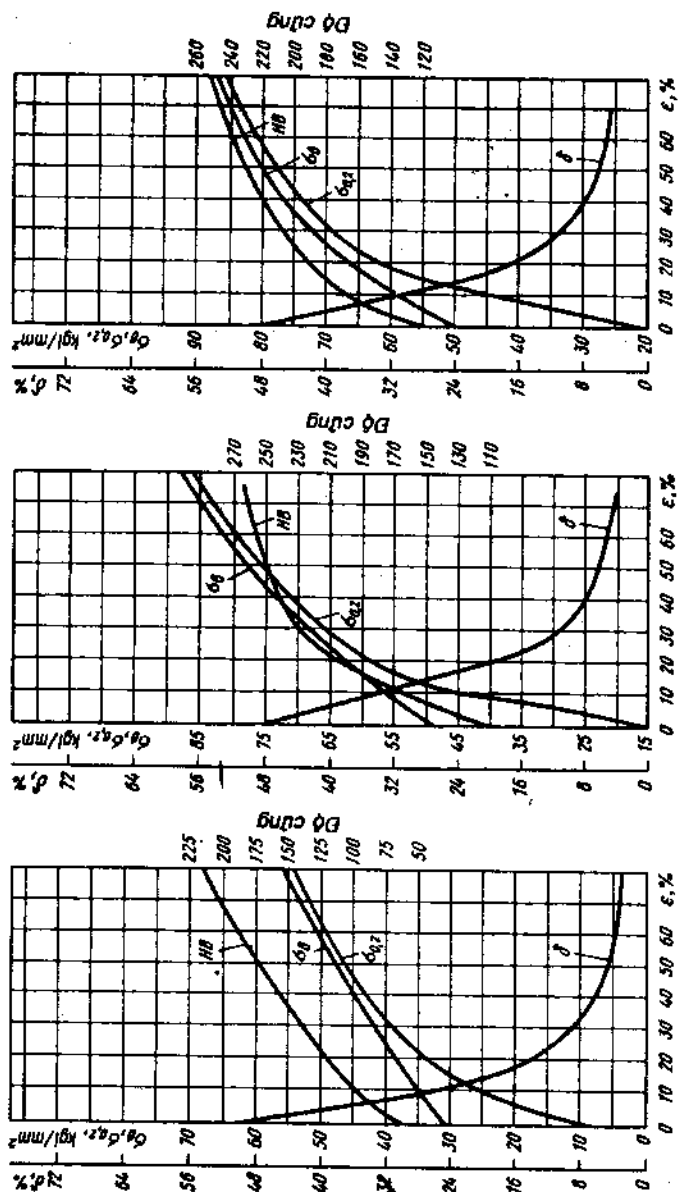
Hình 11.231. Đồng thau JIC60-1 (59,0-61,0% Cu; 0,6-1,0% Pb; OCT Zn)



Hình 11.232. Đồng thau JIC59-1 (57,0-60,0% Cu; 0,8-1,9% Pb; OCT Zn)



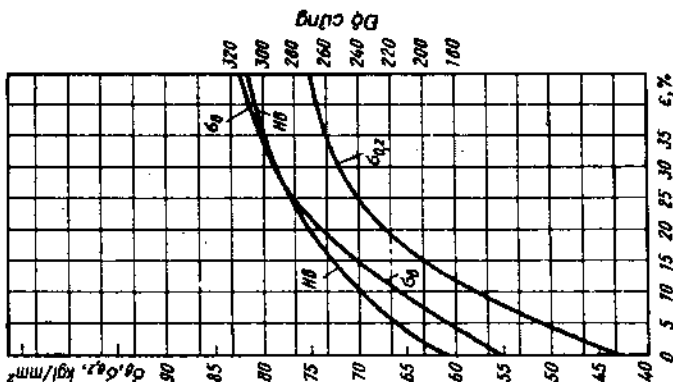
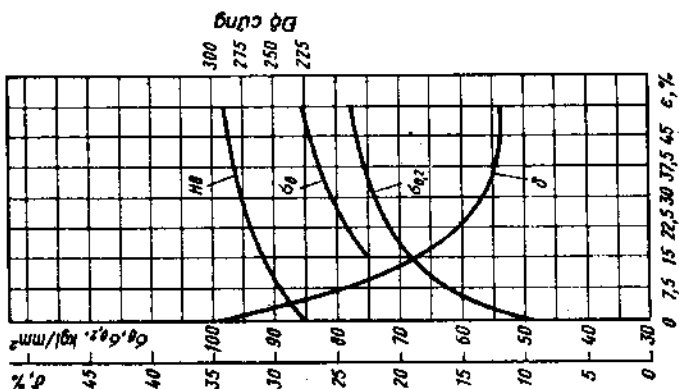
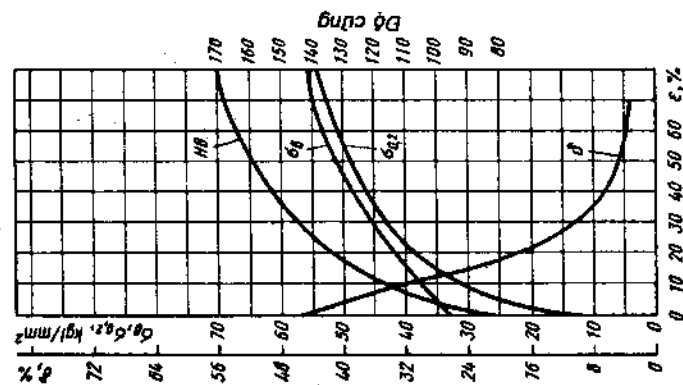
Hình 11.233. Đồng thanh JIC2 (0,2-0,5% Ni; 1,9-2,2% Be; OCT Cu)



Hình II.236. Moren HM²KKMu 28-
2,5-1,5 (2,0)-3,0% Fe; 1,2-1,8%
Mn; 27,0-29,0% C; OCT: Ni + Co)

Hình II.234. Đồng thau Mu5 (4,5-5,5% Mn; OCT: Cu)

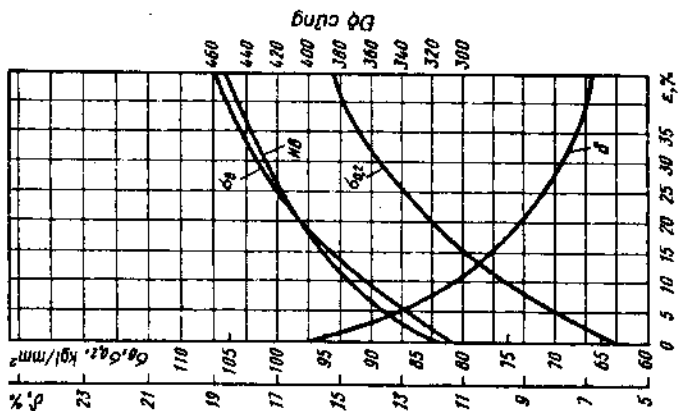
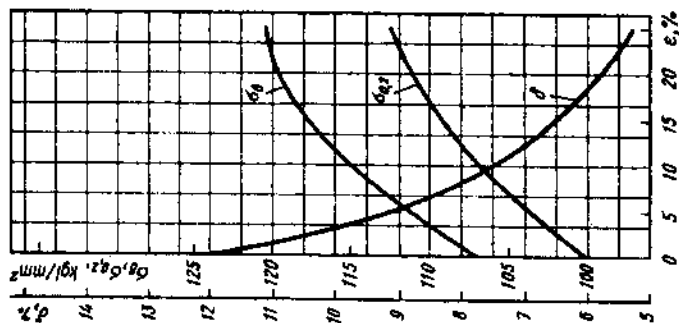
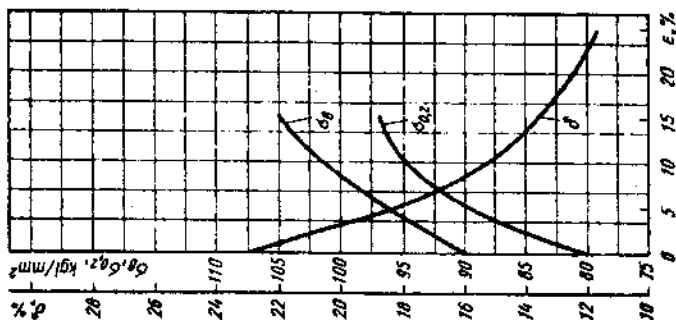
Hình II.235. Niken thau HIT4



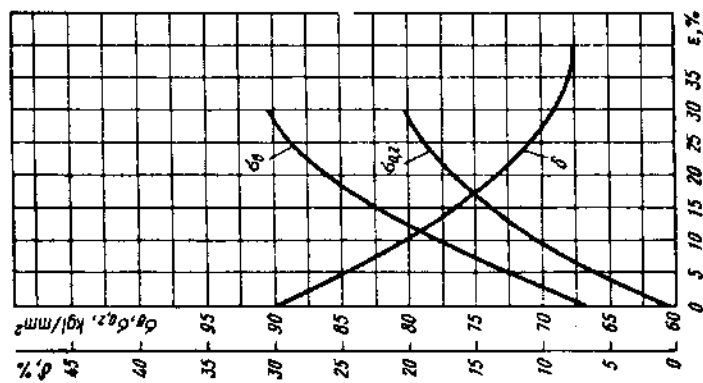
Hình II.237. Đồng bạch MH19 (18,0—20,0% Ni + Co; OCT. Cu)

Hình II.238. Titan kỹ thuật (99,4—%)

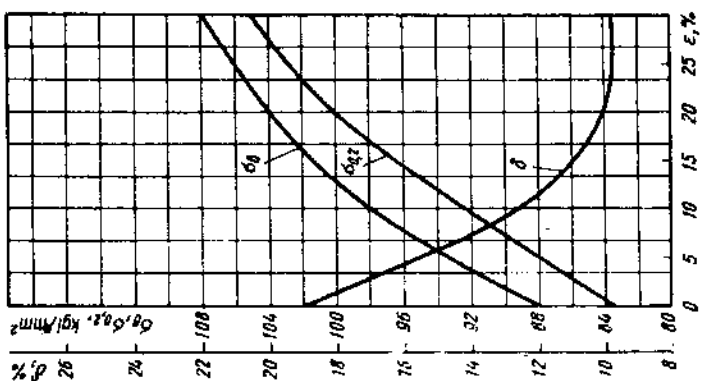
Hình II.239. Titan kỹ thuật BT1—1



Hình II.240. Hợp kim titan BT4 (4,5-6,0% Al; 0,8-2,0% Mn; 0,18% Si; 0,5-1,5% Nb; 10,0-12,0 Z)
 Hình II.241. Hợp kim titan BT6 (5,5-7,06% Al; 4,2-6,0% V; 0,2-0,4% Si)
 Hình II.242. Hợp kim titan OT4 (3,5-5,0% Al; 0,8-2,0% Mn)



Hình II.243. Hcp kim titan OT4-1 (1,0-2,5% Al; 0,7-2,0% Mn)



Hình II.244. Hcp kim titan M-7 (3,0% Al; 2,0% V)

BẢNG II.17

**CÁC HỆ SỐ THÍ NGHIỆM CHUYỂN ĐỔI ĐỘ CỨNG
THÀNH SỨC BỀN ĐỨT TẠM THỜI (C) VÀ GIỚI HẠN
CHẢY QUY ƯỚC (C_{0,2})**

Kim loại, hợp kim	$C = \frac{\sigma_B}{HB}$	$C_{0,2} = \frac{\sigma_T}{HB}$	Nguồn tư liệu
1	2	3	4
Sắt Armco	0,35	–	[46]
0,02%C	0,35	–	[47]
Thép kết cấu			
CT0	0,362	0,234	[2]
CT1	0,327	0,161	[49]
CT2	0,317	0,25	[2]
	0,31	0,177	[49]
CT3	0,287	0,171	[49]
CT4	0,322	0,174	[49]
CT5	0,33	0,158	[49]
08	0,307	0,23	[2]
08кп	0,32	0,23	[2]
10	0,248	0,146	[48]
	0,352	–	[50]
20	0,302	0,243	[2]
	0,269	0,154	[48]
20A	0,282	0,247	[2]
0,2%C	0,346	–	[47]
40	0,354	0,206	[2]
45	0,4	0,241	[2]
45.1	0,36	0,21	[48]
0,45%C	0,358	–	[47]
50	0,382	0,224	[2]

Phần tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Thép kết cấu			
55Л	0,157	0,137	[48]
65Г	0,372	0,19	[2]
85	0,384	0,202	[2]
0,77% C	0,364	—	[47]
09Г2	0,268	0,183	[2]
10Г2	0,244	0,137	[48]
12ГС	0,332	0,244	[2]
40Х	0,276	0,184	[48]
30ХГВТ	0,289	0,169	[48]
40ХН	0,30	0,159	[48]
38ХНГН	0,285	0,147	[48]
34ХН1М	0,253	0,147	[48]
34ХН3М	0,273	0,159	
40ХНМА	0,299	0,161	
18Х2Н4ВА	0,234	0,149	
38ХМЮА	0,327	0,131	
ШХ15СГ	0,34	0,202	
ЭИ347Ш	0,272	—	
9Х18Ш	0,322	—	
20ГСЛ	0,35	—	
25ХГСА	0,332	0,217	[2]
30ХГСА	0,356	0,267	[2]
	0,326	—	[50]
35ХГСА	0,3	—	[48]
Thép dụng cụ			
Y7A, Y7	0,34	0,209	[48]
Y8A, Y8	0,52	—	[48]
Y8ГА	0,417	0,25	[2]

Phần tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Thép dụng cụ			
Y10A	0,30	0,152	[48]
	0,273	0,181	[2]
Y12A, Y12	0,31	0,161	[48]
UX15	0,69	0,4	
9XC	0,297	0,159	
1,1% C; 2,1% Cr	0,35	—	[47]
X6BΦ	0,35	0,192	[48]
9X	0,32	0,17	
9XΦ	0,398	0,236	[2]
P18	0,37	0,22	[48]
Thép kỹ thuật điện			
A12	0,31	—	[49]
A40Γ	0,236	—	
Э11, Э12, Э13	0,686	0,447	[48]
Э21, Э22	0,68	0,456	
Э31, Э32	0,236	0,342	[2]
Các hợp kim và các thép hợp kim cao, chống gỉ, chịu nhiệt (biến dạng được)			
18XBA	0,34	—	[31]
12XH3A	0,282	—	
X5	0,236	0,129	[48]
X5M	0,235	0,123	
X5BΦ	0,235		
X8BΦ	0,235	0,1	
0X13 (ЭИ496)	0,345	0,22	[2]
12X13	0,413	—	[31]
15X28	0,337	—	
12X18H9	0,397		

Phần tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Các hợp kim và các thép hợp kim cao, chống gỉ, chịu nhiệt (biến dạng được)			
X18H25CГ	0,402	—	[31]
0,38% C; 12% Cr	0,34	—	[47]
X14	0,30	0,15	[48]
0,12% C, 18% Cr, 8% Ni	0,51	—	[47]
12X2MΦБ	0,294	—	[48]
1X11MΦБЛ	0,329	0,244	[48]
2X13Л	0,31	0,212	[48]
1X17H2	0,238	0,179	[48]
1X21H5T	0,288	0,259	[2]
X23H7Л	0,288	0,131	[48]
1,2% C, 0,2% Cu	0,36	—	[47]
0,16% C; 13,3% Cr	0,348	—	[47]
17% Cr, 8,2% Ni	0,526	—	[47]
0,23% C; 20% Cr, 6% Ni	0,53	—	[47]
0,53% C; 5,1% Mn;			
15,06% Ni	0,48	—	[47]
0,28% C; 0,7% Mn; 36% Ni	0,4	—	[47]
Các thép và hợp kim cao được cung cấp theo điều kiện kỹ thuật			
12X5MA	0,374	0,31	[2]
0X20H4AГЮ (HH3)	0,47	0,249	[2]
ЭИ659	0,328	0,294	[2]
ЭИ712	0,331	0,242	[2]
ЭИ763	0,38	0,288	[2]
ЭИ763	0,38	0,288	[2]
ЭИ846	0,285	0,165	[2]
ЭИ852	0,27	0,153	[2]
ЭИ962	0,37	0,3	[2]

Phân tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Nhôm và các hợp kim nhôm			
Nhôm	0,42	—	[47]
	0,33	—	[47]
	0,36	—	[47]
Đura nhôm	0,36	—	[47]
	0,39	—	[47]
	0,37	—	[47]
AMu	0,367	0,166	[2]
AMr1	0,43	0,204	[2]
AMuM	0,433	0,167	[49]
AMr2M	0,422	0,178	[49]
Д1 (0)	0,467	0,244	[49]
Д1Π	0,357	0,217	[49]
6	0,43	0,22	[49]
AK4-1	0,358	0,233	[49]
BД17	0,359	0,233	[49]
Các hợp kim magie			
MA1	0,533	0,312	[49]
MA3	0,466	0,367	[49]
Các hợp kim magie			
Đồng	0,49	—	[47]
	0,485	—	[47]
M4	—	0,145	[2]
Л96	0,623	—	[2]
Л90	0,32	0,237	[2]
Л70	0,433	0,162	[2]
Л68	0,457	0,172	[2]
	0,582	0,165	[49]
	0,54	—	[47]
Л62	0,36	0,15	[2]

Phần tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Đồng và các hợp kim đồng kẽm (đồng thau)			
ЛA77-2	0,52	—	[47]
	0,418	—	[2]
	0,667	0,233	[49]
ЛAЖ60-1-1	0,457	—	[2]
ЛЖМn59-1-1	0,433	—	[2]
ЛМn57-3-1	0,49	—	[2]
ЛМn58-2	0,47	0,184	[49]
	0,518	—	[31]
ЛO90-1	0,5	—	[2]
ЛO62-1	0,301	—	[31]
ЛO59-1	0,392	0,185	[2]
	0,433	0,155	[49]
ЛK80-3	0,457	—	[2]
	0,43	0,2	[49]
Đồng thanh			
Бp0	0,313	—	[49]
БpA5	0,633	0,267	[49]
БpA7	0,398	—	[2]
БpAMn5	0,492	0,138	[2]
БpAMn9-2	0,334	0,249	[49]
БpAЖMn	0,385	—	[31]
10-3-1,5	0,461	0,143	[49]
БpOФ4-0,25	0,565	—	[2]
БpOЦ4-5	0,528	—	[2]
БpAЖ9-4	0,545	0,20	[49]
Các hợp kim niken và đồng niken			
Niken	0,4	—	[47]
	0,48	—	[2]
НП4	0,435	0,13	[2]
НХ9,5	0,302	—	[2]

Phần tiếp theo bảng II.17

1	2	3	4
Các hợp kim niken và đồng niken			
HMЖMn28-2,5-1,5	0,391	0,156	[2]
NHMn43-0,5	0,396	—	[2]
MHЖMn30-0,8-1,0	0,302	—	[2]
MH19	0,405	0,155	[2]
Hợp kim titan			
Titan kỹ thuật	—	0,222	[2]
Titan (99,0%)	0,36	0,12	[46]
BT1	0,375	0,291	[49]
BT1-1	0,226	0,169	[2]
BT1-2	0,255	0,187	[2]
OT4	0,256	0,2	[2]
	0,292	0,226	[49]
BT8	0,337	0,31	[49]
BT14	0,337	0,305	[49]
Các hợp kim khác			
BX-1	0,273	0,173	[31]
BX-2	0,269	0,173	[31]
BX-4	0,44	0,34	[31]
B89	0,333	—	[31]
B83	0,3	—	[31]
Chi	0,41	—	[47]
Các hợp kim gốc thiếc			
Thiếc	0,39	—	[47]
3,25%Sn; 2,29%Zn; 0,9P	0,366	—	[31]
OCT. Cu			
3,08%Sn; 6,79%Zn;	0,309	—	[31]
0,58%Ni; OCT. Cu			
3,1%Sn; 11,19%Zn; 4,9%P	0,338	—	[31]
OCT. Cu			

Trong bảng II.16 và trên các hình II.177 - 244 trình bày số liệu cho 68 kim loại và hợp kim khác nhau, trong đó có số liệu cho 35 mác thép và hợp kim, 7 hợp kim titan và 26 mác kim loại và hợp kim màu trong khoảng mức biến dạng tổng cộng từ 0 đến 30 - 90%, mức biến dạng 0 tương ứng các thử nghiệm các mẫu trong trạng thái ủ (chưa biến cứng). Xác định giới hạn chảy trong quy ước cho mức biến dạng tổng cộng theo các đồ thị trình bày trên các hình này.

Số liệu về việc chuyển đổi các vị trí số độ cứng HB thành sức bền tạm thời σ_B và giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$

Vì sức bền tạm thời, giới hạn chảy và độ cứng liên quan với nhau, nên khi đã biết một trong các thông số này thì có thể xác định được các thông số còn lại. Trong bảng II.17 trình bày các hệ số thí nghiệm để chuyển đổi độ cứng HB của 164 kim loại và hợp kim khác nhau thành sức bền đứt tạm thời σ_B thông qua hệ số C và thành giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$ thông qua hệ số $C_{0,2}$, trong đó có 101 mác thép và kim loại, 8 hợp kim titan và 55 mác kim loại và hợp kim màu.

Ví dụ tính toán giới hạn chảy quy ước

Ta sẽ xác định trị số giới hạn chảy quy ước $\sigma_{0,2}$ theo các lần cán khi cán nguội các tấm mỏng có độ dày 2mm từ thép 50 ở trạng thái ủ, cán hai lần cho đạt dày 1,19mm với mức ép lún lần lượt cho các lần cán là 30 và 15%.

Trị số giới hạn chảy quy ước cho thép ở trạng thái ủ, xác định theo bảng II.15 hoặc theo hình II.183 là

40kg/mm². Sau lần cán thứ nhất với mức ép lún 30%, kim loại được tăng bền và giới hạn chảy quy ước của nó, mà xác định theo đồ thị trên hình II.183, là 91kg/mm².

Để xác định giới hạn chảy quy ước sau lần cán thứ hai, cần phải biết tổng trị số mức biến dạng , mà sẽ bằng

$$\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \times 100\% = \frac{2 - 1,19}{2} \times 100\% = 40,5\%$$

Theo trị số mức biến dạng tổng cộng này trên hình II.183 ta tìm được trị số giới hạn chảy quy ước là 96,3kg/mm².

Chương III

CÁC TÍNH QUY LUẬT CHUYỂN ĐỘNG VÀ BIẾN DẠNG KIM LOẠI KHI CÁN

Các công trình nghiên cứu lý thuyết và thực nghiệm đã mở rộng đáng kể khái niệm về quá trình biến dạng kim loại khi cán. Để chứng minh được rằng, các mức biến dạng, các ứng suất và các tốc độ kim loại cán phân bố không đều theo chiều cao và chiều rộng mặt cắt kim loại, sự biến dạng lan tỏa với các vùng ngoài tiếp giáp với vùng biến dạng hình học. Đã khẳng định được tính đúng của giả thiết do N.A. Xobdepxki đưa ra về sự hiện diện của vùng dính bám trên cung cặp (kẹp).

Trong lý thuyết cán hiện đại sử dụng các luận điểm cơ học cơ bản vật thể biến dạng, các phương pháp tính toán, các phương pháp khảo sát thực nghiệm.

Lý thuyết cán là cơ sở khoa học để phát triển ngành công nghiệp cán, để hoàn thiện sản xuất, tạo ra các quy trình công nghệ mới và các máy cán năng suất cao.

1. ĐỊNH NGHĨA QUÁ TRÌNH CÁN

Quá trình biến dạng dẻo kim loại ở giữa hai trục hoặc vài trục quay gọi là sự cán.

Người ta phân biệt sự cán dọc, sự cán ngang và sự

cán xoắn ốc theo hướng chuyển động kim loại khi gia công nó bằng áp lực.

Theo trạng thái kim loại để phân biệt sự cán nóng (cao hơn nhiệt độ tái kết tinh) và sự cán nguội (thấp hơn nhiệt độ này); theo tác động của môi trường bên ngoài để phân biệt sự cán trong không khí, sự cán có bôi trơn, sự cán trong chân không, sự cán trong môi trường trơ v.v...; theo chế độ làm việc của máy cán để phân biệt sự cán đảo chiều và sự cán liên tục.

2. TRUNG TÂM BIẾN DẠNG VÀ CÁC THÔNG SỐ CỦA NÓ

Khoảng không gian, được giới hạn bên trên và bên dưới bởi các cung cặp AB, bởi các mặt bên của vật cán và bởi các mặt phẳng nhập và xuất kim loại ra khỏi các trục, được gọi là trung tâm biến dạng hình học (hình III.1). Trung tâm biến dạng thực bao gồm các vùng tiếp xúc bên ngoài, lớn hơn trung tâm biến dạng hình học

Các thông số của trung tâm biến dạng là:

$$\text{độ ép lún} \quad \Delta h = h_0 - h_1 \quad (\text{III.1})$$

$$\text{độ mở rộng} \quad \Delta b = b_1 - b_0 \quad (\text{III.2})$$

Cung cặp là cung AB, mà theo đó trục cán tiếp xúc với kim loại. Hình chiếu ngang l của cung này được chấp nhận là chiều dài trung tâm biến dạng.

Góc cặp - góc ở tâm α , tương ứng cung cặp (bảng III.1)

$$\cos \alpha = 1 - (\Delta h/D) \quad (\text{III.3})$$

Với các góc cặp lớn ($\alpha \leq 10^\circ$ đến 15°) có thể cho rằng $\alpha \approx \sin \alpha$, và khi đó $\alpha \approx \sqrt{\Delta h/R}$.

Có thể xác định hình chiếu ngang của cung cặp theo đẳng thức

$$l = R \sin \alpha \quad (\text{III.4})$$

hoặc tùy theo độ ép lún - căn cứ vào tam giác ABC (xem hình III.1)

$$l = \sqrt{R\Delta h - (\Delta h/2)^2} \quad (\text{III.5})$$

Với các góc cặp được chấp nhận trên thực tế có thể bỏ qua số hạng thứ hai của biểu thức trong căn và có thể xác định chiều dài l (với độ chính xác khá cao cho các tính toán thực tế theo đẳng thức

$$l = \sqrt{R\Delta h} \quad (\text{III.6})$$

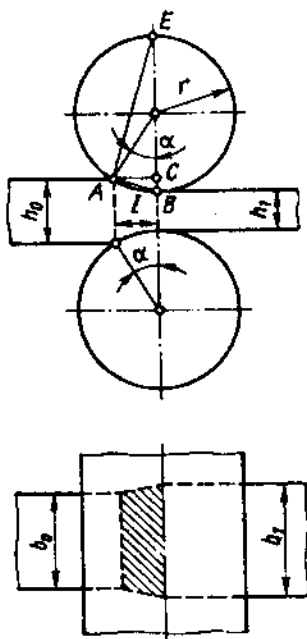
Nếu các đường kính của cả hai trục khác nhau, thì chiều dài vùng biến dạng được tính theo phương trình

$$l = \sqrt{[(2R_1R_2)/(R_1 + R_2)]\Delta h} \quad (\text{III.7})$$

Việc xác định chiều dài cung cặp có tính đến sự làm bẹt các trục và dải cán được xem xét ở phần 16 chương III.

3. CÁC HỆ SỐ BIẾN DẠNG

Sử dụng các hệ số biến dạng để chỉ rõ đặc điểm chuyển dịch kim loại



Hình III.1. Sơ đồ trung tâm biến dạng khi cán

BẢNG III.1. CÁC GÓC CẬP ÁP DỤNG CHO CÁC DẠNG CÁN

Các dạng cán	Góc cặp	
	radian	độ
Cán nguội thép và cán kim loại khác (có ép các trục sau khi cặp):		
Có chất bôi trơn trên các trục mài	0,05-0,07	3-4
Không chất bôi trơn trên các trục không mài	0,09-0,14	5-8
Cán nóng:		
Cán tấm thép	0,31-0,38	18-22
Các tấm nhôm (ở 350°C)	0,35-0,38	20-22
Các tấm niken (ở 1.100°C)	0,38	22
Các tấm đồng thau (ở 800°C)	0,37-0,42	21-24
Các sản phẩm thép cán định hình	0,38-0,42	22-24
Các thép hình (trong các trục có bề mặt khía hoặc bề mặt hàn đắp)	0,47-0,59	27-34

$$\left. \begin{aligned} \text{hệ số giãn dài } \lambda &= L_1/L_0 ; \\ \text{hệ số mở rộng } \beta &= b_1/b_0 ; \\ \text{hệ số ép lún } 1/\eta &= h_0/h_1 \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.8})$$

Vì tỉ trọng vật liệu khi biến dạng dẻo không thay đổi nên thể tích vật biến dạng cũng không thay đổi, cho nên tích các hệ số là

$$\eta\beta\lambda = \frac{h_1}{h_0} \frac{b_1}{b_0} \frac{L_1}{L_0} = \frac{V_1}{V_0} = 1 \quad (\text{III.9})$$

Để đánh giá mức biến dạng dẻo nhỏ theo ba trục, người ta sử dụng các đại lượng tương đối

$$\text{độ ép lún } \varepsilon = (h_0 - h_1)/h_0 = \Delta h/h_0,$$

$$\left. \begin{aligned} \text{độ mở rộng } \varepsilon_b &= \frac{b_1 - b_0}{b_0} = \frac{\Delta b}{b_0} ; \\ \text{độ giãn dài } \varepsilon_L &= \frac{L_1 - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} ; \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.10})$$

Khi có các mức biến dạng lớn, khoảng hơn 15-20% và khi có sự chảy dẻo kim loại tăng lên, nên sử dụng độ biến dạng loga hoặc độ biến dạng thực. Đối với độ biến dạng đều theo các trục x, y, z, các độ biến dạng loga là

$$\left. \begin{aligned} \text{ép lún } \ln \frac{h_0}{h_1} &= \int_{h_1}^{h_0} \frac{dh}{h} ; \\ \text{mở rộng } \ln \frac{b_0}{b_1} &= \int_{b_1}^{b_0} \frac{dh}{h} ; \\ \text{giãn dài } \ln \frac{L_1}{L_0} &= \int_{L_0}^{L_1} \frac{dL}{L} ; \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.11})$$

Các độ biến dạng loga có tính cộng được, bởi vậy nên sử dụng chúng khi cộng các độ biến dạng riêng biệt trong các giá cán của máy cán liên tục để tính các lượng ép lún, mở rộng toàn phần hoặc các lượng giãn dài toàn phần.

4. CÁC ĐIỀU KIỆN CẶP (KẸP) KIM LOẠI BẰNG CÁC TRỤC CÁN

Quá trình cán được bảo đảm bởi các lực ma sát tác động giữa các bề mặt của các trục cán và kim loại.

Tại thời điểm cặp bằng các trục, các lực pháp tuyến N và các lực tiếp tuyến T (hình III.2) tác động lên kim loại. Ngoài ra có thể có sự tác động của lực ngoài R (từ các giá cán khác) và lực quán tính U .

Căn cứ vào điều kiện cân bằng kim loại ta tìm được

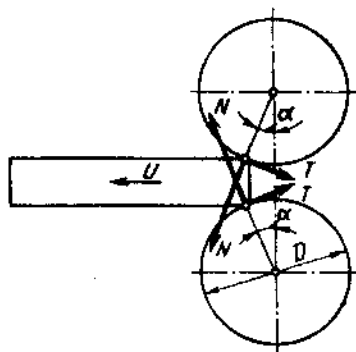
$$T = N \tan \alpha + \frac{U - R}{2 \cos \alpha} \quad (\text{III.12})$$

Lực T không thể lớn hơn tích của lực N và hệ số ma sát μ , nghĩa là $T \leq N\mu$

Do đó dk cặp:

$$\mu \geq \tan \alpha + \frac{U - R}{2N \cos \alpha} \quad (\text{III.13})$$

Nếu xem nhẹ lực U , còn lực T thì không có, khi đó dk cặp có dạng $\mu \geq \tan \alpha$ hoặc thể hiện μ thông qua góc ma sát φ , $\varphi \geq \alpha$.



Hình III.2. Các lực tác động lên kim loại cán ở thời điểm cặp

5. GÓC TRUNG HÒA VÀ CÁC ĐIỀU KIỆN CHUYỂN ĐỘNG KIM LOẠI CÁN SAU KHI CẶP

Trong quá trình cán, các ứng suất tiếp tuyến và các ứng suất pháp tuyến (các lực ma sát) tác động lên kim loại theo toàn bộ cung cặp. Do kim loại có biến dạng ở hướng sức bền nhỏ nhất nên các lực ma sát tiếp xúc ở đầu và cuối cung cặp có hướng ngược nhau.

Mặt cắt đứng, mà trong đó các lực ma sát tiếp xúc thay đổi hướng, được gọi là mặt cắt trung hòa (xem phần 7 chương III). Góc tương ứng cũng được gọi là góc trung hòa và được ký hiệu là γ . Mặt cắt trung hòa chia vùng biến dạng thành vùng trễ và vùng sớm.

Nếu để đơn giản hóa mà chấp nhận rằng áp lực trên cung cặp không đổi và bằng P , còn các lực ma sát $\tau_x = \mu p$ thì ta có

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu} + \frac{T_1 - T_0}{4\mu b R} \quad (\text{III.14})$$

Nếu chấp nhận $T_0 = T_1$, ta sẽ có công thức Ekelund:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu} \quad (\text{III.15})$$

Trị số cực đại của góc γ có được trong trường hợp $\alpha = \mu$. Khi α tiếp tục tăng, góc γ giảm và tất nhiên, các lực ma sát trong vùng sớm (là các lực ma sát dự phòng), khi góc γ giảm sẽ biến mất và quá trình cán trở nên ít ổn định hơn.

Khi $\gamma = 0$, góc cặp đạt cực đại lý thuyết và nếu đưa trị số này của γ vào phương trình (III.15), thì với $T_0 = T_1$ ta sẽ có:

$$\frac{1 - \cos \alpha_{\max}}{\mu} = \sin \alpha_{\max} \quad (\text{III.16})$$

$$\text{hoặc } \frac{1}{\mu} 2 \sin^2 \frac{\alpha_{\max}}{2} = 2 \sin \frac{\alpha_{\max}}{2} \cos \frac{\alpha_{\max}}{2}$$

$$\text{Do đó } \operatorname{tg} \frac{\alpha_{\max}}{2} = \mu \quad (\text{III.17})$$

Trên cơ sở những gì đã trình bày, ta đi tới kết luận rằng khi $p_r = \text{const}$, $\tau_x = \mu p = \text{const}$ và $T_0 = T_1$

$$\alpha_{\max} < 2\varphi$$

Tuy nhiên trên thực tế, góc cặp cực đại, có thể khi chuyển động thường nhỏ hơn góc ma sát kép. Đó là vì, thứ nhất, không thể diễn ra sự cán khi vượt sớm hoặc khi $\gamma = 0$, thứ hai, hệ số ma sát khi chuyển động nhỏ hơn hệ số ma sát khi cặp, thứ ba, các ứng suất ma sát trên cung cặp phân bố không đều và ở gần mặt cắt trung hòa thì trị số của chúng nhỏ hơn μ . Do đó góc cặp cực đại chuyển động nhỏ hơn 2φ .

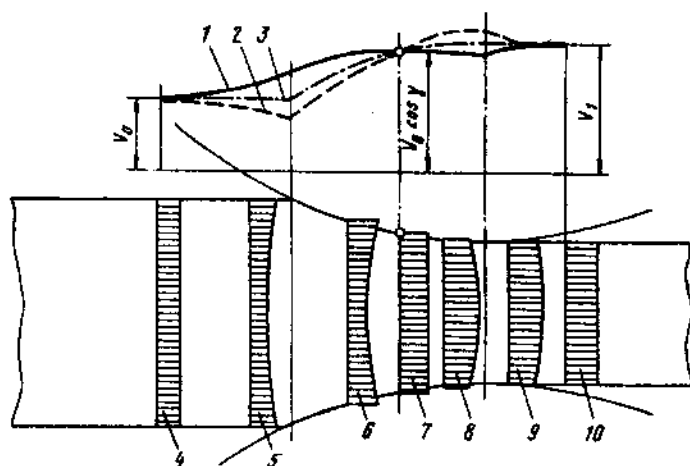
6. SỰ PHÂN BỐ CÁC ỨNG SUẤT VÀ CÁC ĐỘ BIẾN DẠNG THEO CHIỀU CAO MẶT CẮT KIM LOẠI CÁN

Cứ cho rằng giữa các trục cán trơn diễn ra sự cán kim loại có chiều rộng lớn hơn nhiều so với chiều dài cung cặp và so với chiều cao mặt cắt. Do đó có thể xem nhẹ sự ảnh hưởng của độ mở rộng và có thể chỉ xem xét bài toán hai chiều xác định trạng thái ứng suất vật cán.

Bài toán này có các nghiệm độc lập tùy theo tỉ số giữa cung cặp và chiều cao trung bình mặt cắt kim loại cán h. Đặc điểm độ không đều trong phân bố biến dạng theo chiều cao mặt cắt trong các trường hợp, khi mà tỉ

số $2 > \frac{1}{h} > 0,5+1,0$ và $\frac{1}{h} < 0,5+1,0$ hoàn toàn khác nhau.

Khi $\frac{1}{h} > 2$, trên thực tế không có độ không đều các ứng suất và các độ biến dạng theo chiều cao mặt cắt, cho nên ta tính trung bình các trị số nói trên theo mặt cắt vật cán.



Hình III.3. Đồ thị thay đổi tốc độ chuyển dịch kim loại cán qua vùng biến dạng (bên trên) và các biểu đồ phân bố tốc độ theo chiều cao các mặt cắt khác nhau với $l/h > 0,5+1,0$ (bên dưới).
 1. Tốc độ các phần ngoài của mặt cắt kim loại; 2. Tốc độ các phần giữa mặt cắt kim loại; 3. Tốc độ trung bình trong mặt cắt; 4. Tốc độ trong vùng không biến dạng; 5. Trong vùng biến dạng tiếp xúc ngoài ở đầu vào; 6. Tốc độ trong vùng trẽ; 7. Tốc độ trong mặt cắt trung hòa; 8. Tốc độ trong vùng trẽ; 9. Tốc độ trong vùng biến dạng tiếp xúc ngoài ở đầu ra; 10. Tốc độ trong vùng không biến dạng ở đầu ra.

Trường hợp thứ nhất $\frac{l}{h} > 0,5 \div 1,0$. Chiều cao mặt

cắt kim loại cán không lớn lắm so với cung cấp và biến dạng nén lan tỏa theo toàn bộ chiều cao mặt cắt. Trường hợp này (với các góc cặp không quá $30 - 35^\circ$) có đặc điểm là hình chiếu ngang tốc độ vòng bất kỳ điểm nào của bề mặt trục cán đều lớn hơn tốc độ chuyển động trung bình của kim loại cán khi góc φ thay đổi trong các giới hạn $\gamma - \alpha$, nghĩa là

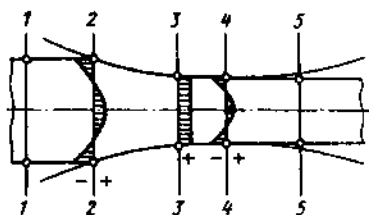
$$V_B \cos \varphi_x > V_{xcp} \quad (\text{III.19})$$

Do đó các lực ma sát phát sinh giữa kim loại cán và các trục cố gắng truyền tới các vùng, mà tiếp giáp với các trục trên các đoạn có góc φ_x trong các giới hạn $\gamma - \alpha$, một tốc độ cao hơn tốc độ truyền tới các vùng ở phần giữa kim loại. Điều này tạo ra độ không đều phân bố các ứng suất, các biến dạng và các tốc độ (hình III.3)

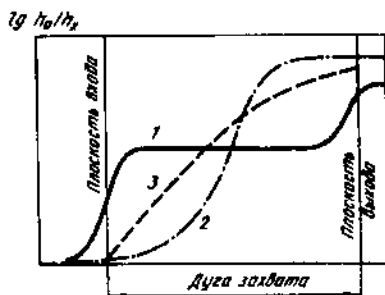
Vùng ngoài cản trở sự phân bố không đều, vùng này chính là phần của dải cán mà trong đó không có sự biến dạng dẻo và tất nhiên là tốc độ chuyển động các phần tử theo mặt cắt dải phân bố không đều. Giữa vùng không biến dạng dẻo này và trung tâm biến dạng hình học là vùng nằm ngoài sự tiếp xúc, trong khoảng choán của vùng này diễn ra sự tăng dần dần độ không đều phân bố các ứng suất, các biến dạng và các tốc độ theo chiều cao mặt cắt. Vì tốc độ phân bố đều theo mặt cắt dải cán ở vùng ngoài, còn ở trung tâm biến dạng, các lớp ngoài của kim loại, mà tiếp xúc với các trục, có chuyển động nhanh hơn các lớp trong, ở vùng biến dạng không tiếp xúc và mặt cắt đầu vào kim loại (đi vào các trục cán) xuất hiện các ứng suất dọc, trong đó ở các phần

ngoài cùng của mặt cắt phát sinh các ứng suất kéo, còn ở phần giữa - các ứng suất nén (hình III.4)

Ở mặt cắt trung hòa (phần 11, chương III) tốc độ chuyển động kim loại cân bằng hình chiếu ngang tốc độ vòng các trục, và do đó có thể cho rằng các ứng suất (hình III.4) và các độ biến dạng, các tốc độ sẽ phân bố đều theo chiều cao của mặt cắt này.



Hình III.4. Các biểu đồ phân bố các ứng suất pháp tuyến theo chiều cao các mặt cắt khác nhau với $l/h > 0,5+1,0$
 2.2. Ở đầu vào; 3.3. Ở mặt cắt trung hòa; 4.4. Ở đầu ra; trong các mặt cắt 1-1 và 5-5 các ứng suất bằng không (dấu trừ - các ứng suất kéo; dấu cộng - các ứng suất nén)



Hình III.5. Đồ thị thay đổi độ biến dạng tương đối của một phần mặt cắt kim loại theo cung cặp: 1. Ở gần các bề mặt tiếp xúc; 2. Ở giữa; 3. Khi biến dạng đều toàn bộ mặt cắt

Ở ngoài các giới hạn mặt cắt này (trong vùng sớm), hình chiếu ngang tốc độ vòng của trục nhỏ hơn tốc độ chuyển động trong bình của kim loại cán, nghĩa là *

$$V_B \cos \varphi_x > V_{xcp}$$

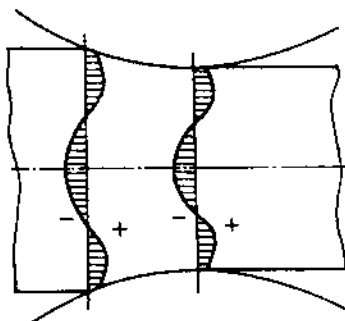
Do tốc độ chuyển động kim loại trong vùng sớm lớn hơn hình chiếu ngang tốc độ vòng các trục, nên ở đoạn cung cấp này các trục kim hãm chuyển động kim loại. Cho nên các vùng kim loại áp sát các trục có tốc độ nhỏ hơn tốc độ phần giữa kim loại, phần này luôn vượt sớm hơn các vùng nói trên chút ít và tạo ra độ không đều phân bố các ứng suất, các biến dạng và các tốc độ (xem hình III.3) theo chiều cao mặt cắt.

Cũng giống như trong vùng trễ, độ không đều trong phân bố các biến dạng theo chiều cao mặt cắt trong vùng sớm khi tương tác với vùng ngoài không biến dạng sẽ gây ra các ứng suất phụ. Ở các phần ngoài cùng của mặt cắt kim loại từ phía đầu ra khỏi các trục, cũng giống như ở đầu vào, sẽ phát sinh các ứng suất kéo, còn ở phần giữa - các ứng suất nén (hình III.4). Trên khoảng choán biến dạng không tiếp xúc từ phía đầu ra, các ứng suất này cùng với biến dạng dọc sẽ từ từ giảm bớt và khi tới vùng ngoài từ phía đầu ra, chúng sẽ bằng không (có thể bỏ qua các biến dạng đàn hồi).

Tính quy luật nói trên trong sự phân bố các ứng suất và các biến dạng dẻo theo chiều cao các mặt cắt ở đầu vào và đầu ra đã được N.A.Xobolevski trình bày và chứng minh đầy đủ về mặt lý thuyết vào năm 1933. Luận điểm này có ý nghĩa thực tế trong việc tính toán các ứng suất tiếp xúc có xét đến các vùng ngoài (xem phần 10, chương III), cũng như trong việc đánh giá độ không đều các cơ tính vật cán theo chiều cao mặt cắt (giới hạn chảy và các thông số khác). Nhờ khảo sát thực nghiệm nhiều lần đối với sự phân bố các biến dạng theo mặt cắt kim loại khi cán dọc mà đã xác lập được các

tính quy luật khẳng định tính đúng đắn của các kết luận lý thuyết nói trên.

Chẳng hạn, Tavrovski và Liasov đã chỉ ra độ không đều đáng kể trong sự phân bố biến dạng theo chiều cao mặt cắt. Qua hình III.5 (h_0 và h_x - chiều cao các phần tử lưới tọa độ trước khi cán ở mặt cắt bất kỳ của trung tâm biến dạng) ta thấy rõ rằng ở đầu cung cặp, sự biến dạng các phần tử nằm gần các mặt tiếp xúc diễn ra mạnh hơn so với các phần tử nằm bên trong mặt cắt.



Hình III.6. Các biểu đồ phân bố các ứng suất pháp tuyến trong các mặt cắt ở đầu vào các trục cán và ở đầu ra khỏi các trục, với $l/h < 0,5 \div 1,0$ và $D \cos \alpha > h_H$ (dấu trừ - các ứng suất kéo; dấu cộng - các ứng suất nén)

Điểm giao nhau của các đường 1 và 2 rõ ràng tương ứng vị trí mặt cắt trung hòa. Ở ngoài mặt cắt này các phần tử bên trong của mặt cắt chịu sự giãn dài mạnh hơn và vì vậy chúng có tốc độ lớn hơn so với các phần tử áp sát các trục cán. Điều này cũng được khẳng định bởi các biểu đồ phân bố tốc độ theo chiều cao các mặt cắt trên hình III.3.

Ở phần giữa cung cặp, đường 1 (hình III.5) song song trục hoành. Điều này chứng tỏ rằng sự biến dạng các phần tử của mặt cắt, mà áp sát phần giữa cung cặp, bị kìm hãm. Trong phần cung này không có sự trượt và như vậy là có vùng dính bám (xem phần 9); rút ra được kết luận trên cơ sở khảo sát thực nghiệm.

Trường hợp thứ hai $l/h < 0,5 \div 1,0$. Cùng với sự giảm tỉ lệ giữa cung cấp và chiều cao mặt cắt dải cán, ảnh hưởng của các vùng ngoài đối với quá trình biến dạng trở nên rõ rệt hơn và tất nhiên là mức không đều trong phân bố các ứng suất theo chiều cao mặt cắt cũng tăng lên.

N.A.Xobolevki và các nhà nghiên cứu khác đã xác lập được rằng trong trường hợp này sự biến dạng nén dẻo không đi qua toàn bộ mặt cắt ngang mà khu trú trong các vùng áp sát các bề mặt tiếp xúc và trong các vùng không tiếp xúc nằm cạnh bên.

Do tổng mức giãn dài kim loại cán khi ra khỏi các trục gần như nhau ở các phần trên và phần dưới, ở phần giữa dải phải phát sinh sự kéo đáng kể các phần trong của kim loại do sự giãn các phần kim loại áp sát các trục cán. Các ứng suất kéo phát sinh khi đó có thể tạo ra các chỗ đứt bên trong, các chỗ rỗng, dẫn tới sự làm hỏng sản phẩm.

Khi tới gần các trục cán, các ứng suất kéo này sẽ gây ra sự gia tăng chút ít tốc độ chuyển động các phần bên trong của kim loại, còn khi ra khỏi các trục thì ngược lại - làm chậm chút ít. Nếu khi đó $D \cos \alpha > h_H$, thì sẽ có hiện tượng đã mô tả trong trường hợp trước, nghĩa là sự tiến tới gần các trục cán của các phần trên và dưới của kim loại có tốc độ lớn hơn chút ít so với khi ra khỏi các trục cán.

Các ứng suất dọc trên các đoạn giữa các vùng không biến dạng và vùng biến dạng hình học sẽ phát triển mạnh ở đầu vào, còn ở đầu ra thì suy giảm. Các ứng suất

này ở các phần bên trong kim loại sẽ là các ứng suất kéo, còn ở các phần trên và dưới - các ứng suất nén (hình III.6).

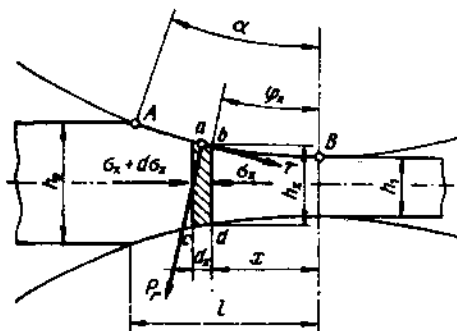
7. PHƯƠNG TRÌNH VI PHÂN CÁC ỨNG SUẤT TIẾP XÚC KHI BIẾN DẠNG HAI CHIỀU

Ta sẽ xem xét trường hợp cán, khi mà chiều dài cung cấp lớn hơn nhiều so với độ dày dải cán. Khi đó cứ cho rằng các trục cán hình trụ, độ dày theo chiều rộng dải là không đổi, như vậy có thể xem xét bài toán này như là bài toán hai chiều (biến dạng phẳng).

Căn cứ vào việc phân tích các điều kiện cân bằng thể tích cơ bản abcd, lấy ra từ trung tâm biến dạng (hình III.7) ta có phương trình

$$d\sigma_x - (p - \sigma_x) \frac{dh_x}{h_x} \pm \frac{\tau}{\operatorname{tg}\varphi_x} - \frac{dh_x}{h_x} = 0 \quad (\text{III.21})$$

Dấu cộng ở trước số hạng thứ ba thuộc vùng trễ, dấu trừ - thuộc vùng sớm.



Hình III.7. Các lực cơ bản tác động lên kim loại cán trong vùng trễ

Sử dụng dk dẻo cho biến dạng hai chiều và chấp nhận các ứng suất đứng và ngang δ_1 và δ_3 là các ứng suất chính trong phần tử xem xét, ta sẽ có:

$$\delta_1 - \delta_3 = 2\tau_s \quad (\text{III.22})$$

Theo phương trình (III.22) khi $\sigma_1 = p$ và $\sigma_3 = \sigma_x$.

$$p - \sigma_x = 2\tau_s \quad (\text{III.23})$$

Đưa $p - \sigma_x$ vào phương trình (III.21) ta có được phương trình vi phân để xác định ứng suất pháp tuyến tiếp xúc

$$d(p - 2\tau_s) = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg}\varphi_x} \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (\text{III.24})$$

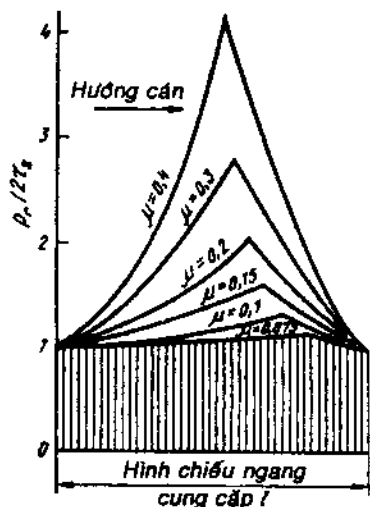
Các đại lượng không đổi, mà tìm ra bằng cách lấy tích phân phương trình (III.24), được quy định theo các đk ban đầu. Nhằm mục đích đó ta tìm các trị số tại các điểm A và B. Ta xem xét trường hợp tổng quát hơn, khi dải cán ở đầu vào các trục và ở đầu ra khỏi các trục bị căng. Các ứng suất kéo, phát sinh trong dải cán do nó bị căng, được ký hiệu là σ_A ở đầu vào, nghĩa là khi $x = l$ và bằng σ_B ở đầu ra, khi $x = 0$. Như vậy, theo phương trình (III.23), các ứng suất tiếp xúc là

$$\text{tại điểm A: } p_A = 2\tau_s - \sigma_A = \xi_0 2\tau_s \quad (\text{III.25})$$

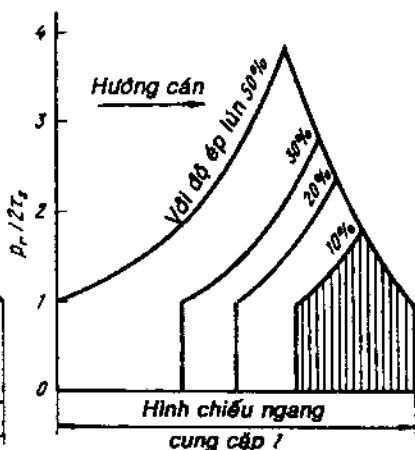
$$\text{tại điểm B: } p_B = 2\tau_s - \sigma_B = \xi_1 2\tau_s \quad (\text{III.26})$$

Khi không bị căng, các ứng suất tiếp xúc tại các điểm A và B sẽ bằng $2\tau_s$.

Có thể tiếp tục giải phương trình (III.24) với trị số τ_s biến đổi dọc cung cặp và với trị số τ_s không đổi. Sự thay đổi τ_s trên bề mặt tiếp xúc khi cán có thể xảy ra do sự tăng bền kim loại, do tốc độ biến dạng khác nhau ở đầu và cuối cung cặp, và cũng do sự thay đổi nhiệt độ kim loại cán khi tiến tới điểm B.



Hình III.8. Các biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc theo cung cấp (nếu $\tau = \mu p_r$) khi cán hai chiều với các hệ số ma sát khác nhau ($\Delta h/h_0 = 30\%$; $\alpha = 5^\circ 40'$; $h_1/D = 1,16\%$)



Hình III.9. Các biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc theo cung cấp (nếu $\tau = \mu p_r$) khi cán hai chiều với các độ ép lún khác nhau ($\Delta h/h_0 = 0,1; 0,2; 0,3; 0,5$) trong các điều kiện như nhau và khi không biến ứng ($h_1/D = 0,5\%$; $\mu = 0,2$)

A.A.Korolev và E.S.Rokotian đã tìm ra vài cách giải phương trình (III.24) hoặc phương trình tương tự khi τ_s thay đổi từ điểm A đến điểm B theo quy luật tuyến tính. V.S. Smirnov đã nghiên cứu cách giải phương trình các ứng suất tiếp xúc khi chấp nhận sự thay đổi τ_s do biến ứng theo phương trình.

$$p - \sigma_x = v 2\tau_s \left(\frac{h_0}{h} \right)^n \quad (\text{III.27})$$

trong đó v và n - các hệ số, phụ thuộc vào đặc điểm tầng bền kim loại.

Sau khi phân tích tỉ mỉ các kết quả giải của mình, V.S. Smirnov đã đi đến kết luận rằng, nếu trung bình hóa τ_s theo cung cấp, nghĩa là

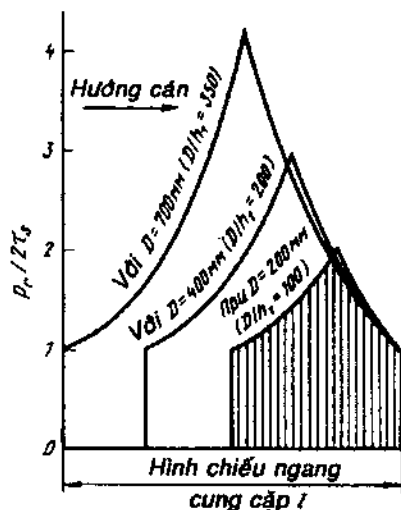
$$\tau_s \approx (\tau_{sA} + \tau_{sB})/2 \quad (\text{III.28})$$

thì độ chính xác của nghiệm phương trình không thay đổi. Khi đó phương trình vi phân các ứng suất tiếp xúc là

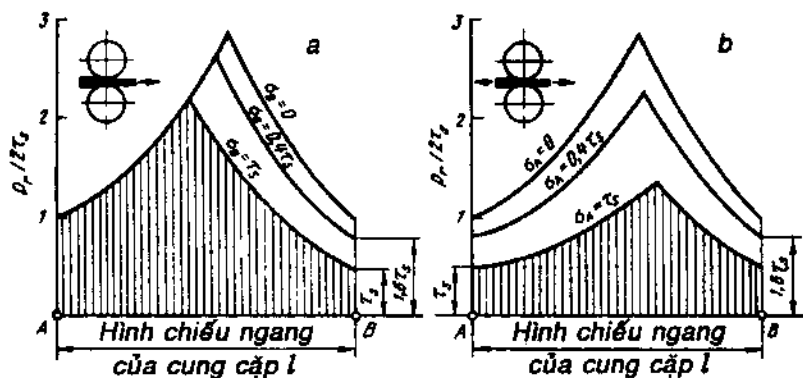
$$dp = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg}\varphi_x} \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (\text{III.29})$$

Để giải phương trình này cần phải định được tính quy luật thay đổi các ứng suất tiếp xúc τ_x theo cung cấp.

Kapman, sau khi chấp nhận sự trượt trên toàn bộ cung cấp, đã đưa ra cách xác định lực cán có xét đến các lực ma sát tiếp xúc. Vì khi đó các lực ma sát tỉ lệ với ứng suất pháp tuyến tiếp xúc, nên các kết luận của ông được gọi là thuyết ma sát khô. Zibel cũng đưa ra các kết luận tương tự sau khi chấp nhận các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc trên toàn bộ cung cấp là không đổi



Hình III.10. Các biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc theo cung cấp (nếu $\tau = \mu p_r$) khi cán hai chiều trong các trục đường kính khác nhau ($D/h_1 = 10, 200, 350$) với độ lún 30%, $\mu = 0,3$



Hình III.11. Các biểu đồ phân bố ứng suất tiếp xúc theo cung cặp (nếu $\tau = \mu p_r$) khi cán hai chiều với sức căng khác nhau [$\sigma = 0; 0,5\tau_s$ và $0,5\tau_s$; độ ép lún 30%; $\alpha = 30^\circ 5'$; $\mu = 0,2$; $h_1/D = 0,5\%$; $\delta = 6$]:

a. Sức căng chỉ của đầu trước; b. Sức căng của đầu trước và đầu sau

và bằng $\mu\tau_s$. Sau đó Nadai đưa ra thuyết các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc, trong đó các ứng suất ma sát được chấp nhận tỉ lệ với tốc độ trượt. Thuyết này thích hợp với sự cán nguội có bôi trơn trên cơ sở giả thuyết xuất hiện ma sát lỏng giữa kim loại và các trục cán

Các thuyết này chỉ giải thích được vài trường hợp cán riêng biệt, khi ảnh hưởng của các vùng ngoài là không đáng kể.

A.I. Xelikov đã đưa ra công thức để tính các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc, với $\tau_x = \mu p$:

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_o} \left[(\xi_o \delta_o - 1) \left(\frac{h_o}{h_x} \right)^{\delta_o} + 1 \right] \quad (\text{III.30})$$

đối với vùng sớm

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_1} \left[(\xi_1 \delta_1 - 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} + 1 \right] \quad (\text{III.31})$$

$$\text{ở đây } \delta_o = \frac{\mu}{\text{tg}[(\alpha + \gamma)/2]}; \quad \delta_1 = \frac{\mu}{\text{tg}(\gamma/2)}$$

Nếu kim loại được cán không bị căng, thì không có lực bên ngoài nào tác động lên nó, ngoài các trục cán, thì các phương trình (III.30) và (III.31) sẽ có dạng

đối với vùng trễ

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_o} \left[(\delta_o - 1) \left(\frac{h_o}{h_x} \right)^{\delta_o} + 1 \right] \quad (\text{III.32})$$

đối với vùng sớm

$$p = \frac{2\tau_s}{\delta_1} \left[(\delta_1 - 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_1} + 1 \right] \quad (\text{III.33})$$

Thông qua phân tích quy luật phân bố các ứng suất tiếp xúc theo cung cấp rút ra được rằng các ứng suất này phụ thuộc vào hệ số ma sát ngoài, chiều cao dải cán, độ ép lún, đường kính các trục và cuối cùng là phụ thuộc vào sức căng kim loại cán khi đưa kim loại vào

các trục cán và khi đưa nó ra khỏi các trục cán (hình III.8 - III.11).

8. PHƯƠNG TRÌNH VI PHÂN CÁC ỨNG SUẤT TIẾP XÚC KHI BIẾN DẠNG BA CHIỀU

Ở trường hợp này, kim loại cán biến dạng dẻo trong hình chữ nhật có các cạnh $(0, l_c)$ theo trục x và $(-b, +b)$ theo trục y . Với độ dày không đổi $h = \text{const}$, các phương trình cân bằng theo các trục x, y có dạng

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} \pm \frac{2\tau_x}{h} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} \pm \frac{2\tau_y}{h} = 0 \quad (\text{III.34})$$

Điều kiện dẻo trong các ứng suất chính để cán dọc theo trục x được chấp nhận dưới dạng

$$p - \sigma_x = \gamma \sigma \quad (\text{III.35})$$

trong đó $\gamma = 1 \div 1,5$ - hệ số ảnh hưởng của ứng suất chính trung gian σ_y .

Như đã chấp nhận, các ứng suất σ_x, σ_y và $\sigma_z = p$ là không đổi theo độ dày kim loại cán.

Đối với kim loại tăng bền, tương quan giữa các ứng suất và các tốc độ biến dạng là

$$\sigma_x = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_x; \quad (\text{III.36})$$

$$\sigma_y = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_y; \quad (\text{III.37})$$

$$p = \sigma_T + \frac{2}{3} \frac{\sigma_e}{\epsilon_e} \epsilon_z; \quad (\text{III.38})$$

Ở đây σ_T - ứng suất thủy tĩnh (trung bình). Thực hiện vài phép tính gần đúng với các biểu thức (III.34) ta rút ra được phương trình vi phân các ứng suất tiếp xúc thay đổi hình khối kim loại có độ dày không đổi.

$$(\partial p / \partial x)^2 + (\partial p / \partial y)^2 = 4 \tau^2 p / h^2 \quad (\text{III.39})$$

trong đó $(p) = \tau_x^2 + \tau_y^2$

Để xác định các tốc độ chảy v_x và v_y ta sử dụng đk thành phần vectơ tốc độ tỉ lệ với các thành phần gradien áp suất

$$\frac{\partial p}{\partial x} : \frac{\partial p}{\partial y} = \frac{v_x}{v_y} \quad (\text{III.40})$$

và đk không nén được

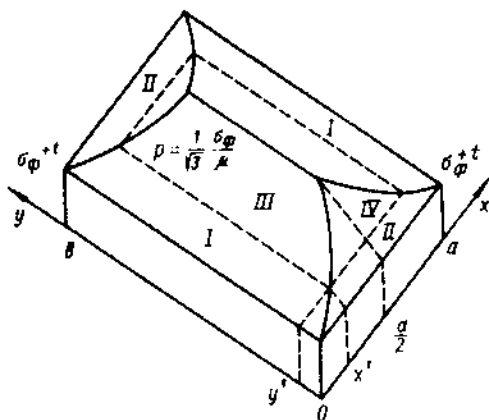
$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{1}{h} \frac{\partial h}{\partial t} = 0 \quad (\text{III.41})$$

Sự phân bố các ứng suất tiếp xúc được quyết định theo các vùng tiếp giáp với các trục x và y tùy theo sự phân bố ma sát (hình III.12). Chẳng hạn, đối với vùng I và vùng II (với $\tau = \mu p$) sự phân bố các ứng suất tiếp xúc có dạng

$$p(x, y) = (\sigma + \sigma_{0,1}) \exp 2\mu \left(\alpha x + \sqrt{\frac{1}{h^2} - \alpha^2} y \right) \quad (\text{III.42})$$

Đối với vùng III và vùng IV (với $T = T_0$) sự phân bố có dạng

$$p(x, y) = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma \left(\alpha x + \sqrt{\frac{1}{h^2} - \alpha^2} y + \frac{1}{2\mu} \right) \quad (\text{III.43})$$



Hình III.12. Sự phân bố các ứng suất tiếp xúc khi biến dạng khối ba chiều

Hằng số α được xác định theo các đoạn tùy theo các đk giới hạn. Ranh giới các vùng I - III và IV được xác định căn cứ vào đk

$$x' = y' = \frac{h}{2\mu} \ln \frac{1}{\sqrt{3\mu}} \times \frac{\sigma}{\sigma + \sigma_{0,1}} \quad (\text{III.44})$$

Qua các biểu thức đã trình bày và (hình III.12) ta thấy rõ rằng các biểu đồ các ứng suất tiếp xúc để ép lún dải có độ dày cố định có đặc điểm lũy thừa (vùng I và II) và đặc điểm tuyến tính (vùng III, IV)

Ở trường hợp ép lún dải có độ dày thay đổi $h(x,y)$ trong vùng biến dạng các phương trình cân bằng có dạng

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + (\sigma_x - p) \frac{1}{h} \frac{\partial h}{\partial x} \pm \frac{2\tau_x}{h} &= 0; \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + (\sigma_y - p) \frac{1}{h} \frac{\partial h}{\partial y} \pm \frac{2\tau_y}{h} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{III.45})$$

Điều kiện dẻo được sử dụng dưới dạng biểu thức (III.35). Trong trường hợp quy định các đk giới hạn trong các ứng suất thì bài toán tìm các ứng suất chưa biết σ_x , σ_y , p là bài toán xác định tĩnh. Để tính các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc $p(x, y)$ ta sử dụng phương trình cân bằng thứ nhất và đk dẻo. Chẳng hạn, đối với đk ma sát $\tau = \mu p$ có xét đến ứng suất căng phía sau không đều theo chiều rộng $\sigma_0(y)$ và ứng suất căng phía trước $\sigma_1(y)$ ta có:

đối với vùng trề

$$p(x, y) = \left(\frac{h_0}{h} \right)^{\delta_0} \left[\gamma \sigma - \frac{\gamma \sigma}{\delta_0} - \sigma_{0(y)} \right] + \frac{\gamma \sigma}{\delta_0}, \quad (\text{III.46})$$

đối với vùng sớm

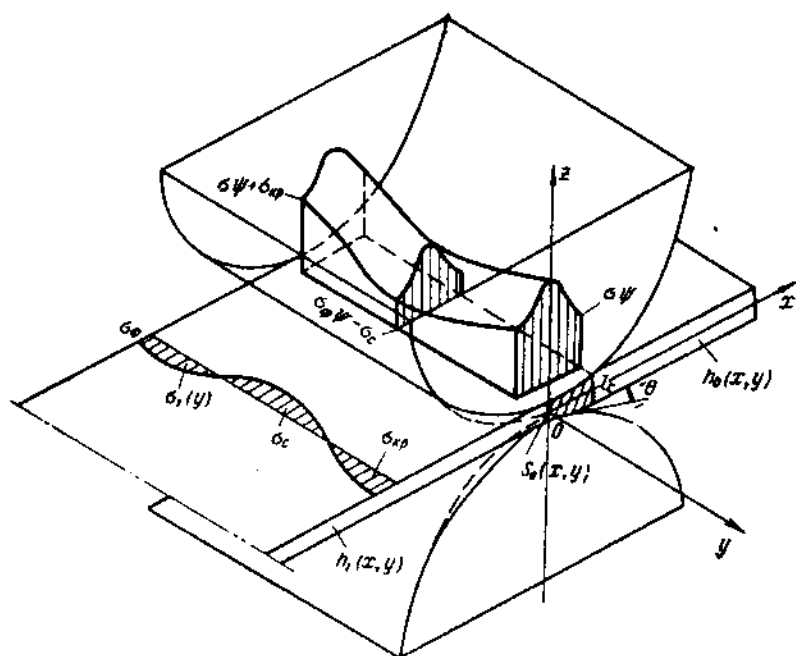
$$p(x, y) = \left(\frac{h}{h_1} \right)^{\delta_1} \left[\gamma \sigma - \frac{\gamma \sigma}{\delta_1} - \sigma_{1(y)} \right] + \frac{\gamma \sigma}{\delta_1}, \quad (\text{III.47})$$

$$\text{ở đây } \delta_0 = \frac{\mu_x}{\text{tg} \theta_{x_0}}; \quad \delta_1 = \frac{\mu_x}{\text{tg} \theta_{x_1}}$$

Đối với đk $\tau = \tau_s$ bên trong vùng biến dạng ứng suất tiếp xúc được xác định theo biểu thức

$$p(x, y) = p_C(x, y) \left(\gamma \sigma \pm \frac{2\tau_s}{\text{tg} \theta_x} \right) \ln \frac{h}{h_C}, \quad (\text{III.48})$$

ở đây $p_C(x, y)$ và $h_C(x, y)$ - các trị số tại các điểm C phân chia các vùng với quy luật ma sát khác nhau. Nên nhận ra rằng đối với trường hợp hai chiều thì các phương trình quy đổi và các nghiệm trùng khớp với các biểu thức của A.I.Xelicov (xem phần 7, chương III).



Hình III.13. Biểu đồ các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc khi cán với sức căng không đều theo chiều rộng dài

Trên hình III.13 trình bày dạng biểu đồ đặc trưng các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc $p(x, y)$ khi cán kim loại với ứng suất căng không đều theo chiều rộng.

9. SỰ PHÂN BỐ CÁC ỨNG SUẤT PHÁP TUYẾN VÀ TIẾP TUYẾN THEO CUNG CẤP

Theo quan điểm phương pháp luận tính toán các ứng suất ma sát tiếp tuyến, nên chia các trường hợp cán các dải rộng giữa các trục tròn (đáng chú ý là sự

biến dạng hai chiều) thường gặp trên thực tế thành bốn dạng, khác nhau bởi trị số $l/h > 5$; $2 \div 2,5$; $0,5 \div 2 < 0,5$ (bảng III.2)

Đặc điểm biến dạng cho bốn dạng cán này thực sự khác nhau, và vì vậy đành phải sử dụng các phương pháp khác nhau để tính các ứng suất pháp tuyến và tiếp tuyến tiếp xúc.

1. Khi $l/h > 5$ trên cung cặp có các vùng, mà trong đó các lực ma sát tuân theo các quy luật khác nhau. Ở đầu và cuối cung cặp, khi mà chiều dài của nó lớn hơn nhiều so với chiều cao mặt cắt, chắc chắn có sự trượt kim loại trên bề mặt các trục. Tình huống này được khẳng định bằng các thí nghiệm. Cho nên ta có thể chấp nhận các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc τ_x trên các đoạn này, nghĩa là trong các vùng trượt (hình III. 14) theo quy luật ma sát khô:

Bảng III.2

CÁC THÔNG SỐ HÌNH HỌC CÁC DẠNG CÁN

l/h	h , mm	Dạng cán	Dạng máy
≥ 5	< 2	Cán giấy kim loại, các dải mỏng và rất mỏng, các ống thành mỏng	Các máy cán nguội các dải, dải ống.
2-5	2-40	Cán các dải mỏng và trung bình, các ống thành dày	Các giá cán tinh của các máy cán nóng các dải, tấm, ống, thép hình

l/h	h, mm	Dạng cán	Dạng máy
0,5-2	40-250	Cán các tấm dày và các ống thành dày	Các giá cán thô của các máy cán nóng các đai, tấm, ống, các máy cán phôi
< 0,5	> 250	Cán các tấm dày, thép súc, thổi mỏng, các phôi định hình	Các máy cán thô, các máy cán phôi tấm.

Như vậy, đối với các đoạn này, khi tính sự phân bố các ứng suất tiếp xúc có thể áp dụng lý thuyết của Karman, cụ thể là các phương trình dựa trên thuyết này do A.I.Xelicov đưa ra (III.30) và (III.31), các phương trình đó có dạng

đối với đoạn AC

$$p_r = \frac{2\tau_s}{\delta_{AC}} \left[(\xi_0 \delta_{AC} - 1) \left(\frac{h_0}{h_x} \right)^{\delta_{AC}} + 1 \right] \quad (III.50)$$

đối với đoạn DB

$$p_r = \frac{2\tau_s}{\delta_{DB}} \left[(\xi_1 \delta_{DB} - 1) \left(\frac{h_x}{h_1} \right)^{\delta_{DB}} + 1 \right] \quad (III.51)$$

$$\text{ở đây } \delta_{AC} = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \varphi_{AC}}; \delta_{DB} = \frac{\mu}{\operatorname{tg} \varphi_{DB}}; \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s};$$

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_s}.$$

trong đó φ_{AC} và φ_{DB} - các góc giữa các dây cung AC, BD và trục kim loại cán.

Trong trường hợp nếu $\tan \alpha > \mu$, thì ở đầu vùng AC sẽ có sự giảm thấp ứng suất pháp tuyến tiếp xúc (hình III.14), và tất nhiên là có sự giảm thấp các lực ma sát. Đối với trường hợp này, có thể tính ứng suất pháp tuyến tiếp xúc cũng theo phương trình (III.50). Khi đó nên chia cung AC thành hai hoặc ba đoạn và tính p_r cho từng đoạn với δ_{AC} tương ứng, tùy theo góc nghiêng φ của tiếp tuyến so với trục dài cán.

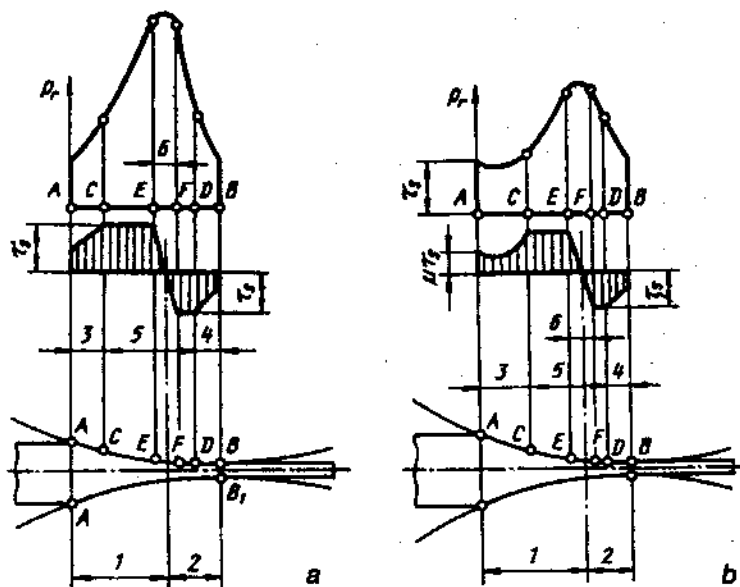
Tùy theo mức tăng p_r ở hướng giữa cung cặp, và tất nhiên là tùy theo cả mức tăng μp_r mà ứng suất ma sát có thể đạt tới trị số sức bền trượt thuần túy (sức chống trượt thuần túy).

$$\tau_{\max} = \tau_s \quad (III.52)$$

Lực ma sát không thể có trị số cao hơn, vì trong trường hợp ngược lại sẽ xảy ra sự trượt trong ở các lớp kim loại áp sát bề mặt tiếp xúc. Như vậy, ngay sau khi ứng suất ma sát trên bề mặt tiếp xúc đạt tới τ_s tại các điểm C và F (hình III.14) thì sự trượt kim loại so với các trục ngừng lại và trên đoạn cung cặp này sẽ có vùng dính bám.

Có thể tính áp suất tiếp xúc trên các đoạn này của vùng dính dựa vào lý thuyết Zibeli, sử dụng các phương trình vi phân (III.29).

Nếu chấp nhận các cung CE và FD làm dây cung, thì sau khi lấy tích phân ta sẽ có áp suất cho đoạn áp sát điểm C:



Hình III.14. Các biểu đồ các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc và các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc theo cung cặp với $l/h = 5$:

a. Khi $\text{tg} \alpha < \mu$; b. Khi $\text{tg} \alpha > \mu$; 1. Vùng trệ; 2. Vùng sớm; 3. Vùng trượt trệ; 4. Vùng trượt sớm; 5. Vùng dính bám; 6. Vùng biến dạng bị kim hãm.

$$p_r = p_C + \frac{\tau_s}{\text{tg} \varphi_{CE}} \ln \frac{h_x}{h_C} \quad (\text{III.53})$$

và áp suất cho đoạn áp sát điểm D

$$p_r = p_D + \frac{\tau_s}{\text{tg} \varphi_{DF}} \ln \frac{h_x}{h_D} \quad (\text{III.54})$$

ở đây p_C và p_D - các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc tại

các điểm C và D, tính theo các phương trình (III.50) và (III.51); φ_{CE} và φ_{DF} - các góc giữa trục cán và các dây cung CE và DF; h_C và h_D - độ dày kim loại cán ở các điểm C và D.

Ở phần giữa vùng dính, gần mặt cắt trung hòa là đoạn, mà trong đó sự biến dạng dẻo bị kim hàn hoặc thậm chí không có biến dạng - đây là đoạn dính trệ. Các thí nghiệm đó chứng minh sự hiện diện của đoạn này.

Quy luật phân bố các lực ma sát trên đoạn này còn chưa được giải thích chính xác. Nhưng bằng các khảo sát thực nghiệm, V.Lueg, A. Korolev và các nhà khoa học khác đã xác lập được rằng các lực ma sát, bắt đầu từ mặt cắt trung hòa, tăng từ O đến một cách dần dần (không đột ngột) về cả hai phía để đạt các trị số cực đại của mình.

Do đó vùng dính sẽ gần ba đoạn (hình III.14) - hai đoạn trượt trong các phần tử kim loại ở gần các điểm C và D, tại đây các ứng suất ma sát bằng τ_s , và đoạn giữa EF biến dạng dẻo khó khăn, trong đó các ứng suất ma sát tiếp xúc thay đổi từ không ở mặt cắt trung hòa đến các trị số cực đại, mà được xác định bằng các phương trình (III.49) hoặc (III.52) trong các vùng trễ và sớm.

Nếu trên đoạn dính trệ ta chấp nhận rằng các ứng suất ma sát thay đổi theo quy luật tuyến tính, ta sẽ có:

$$\tau_x = \frac{h_x - h_H}{2tg\varphi_{EF}} \eta \quad (III.55)$$

trong đó $\eta = 2\tau_u/EF$; φ_{EF} - góc giữa trục kim loại cán và dây cung.

Đưa trị số này vào phương trình ban đầu (III.29), ta có

$$dp_r = \left(2\tau_s - \frac{h_x - h_H}{2tg^2\varphi_{EF}} \eta \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (III.56)$$

Ở trước số hạng thứ hai còn lại dấu trừ vì phương trình (III.55) xác định lực ma sát cho toàn bộ EF, bao gồm cả vùng sỏi.

Sau khi lấy tích phân trong các giới hạn đoạn EF, bao gồm cả vùng sỏi.

Sau khi lấy tích phân trong các giới hạn đoạn EF, ta có

$$p_r = p_E + \tau_s \left[A(h_E - h_x) - (2 - Ah_H) \ln \frac{h_E}{h_x} \right] \quad (III.57)$$

ở đây p_E - ứng suất pháp tuyến tại điểm E, được xác định theo phương trình (III.53); h_E - chiều cao mặt cắt kim loại cán ở điểm E; A - hằng số cho đoạn EF, được xác định theo biểu thức

$$A = \eta(2\tau_s tg^2\varphi_{EF}) \quad (III.58)$$

Có thể tìm được h_H căn cứ vào điều kiện, là các ứng suất pháp tuyến, mà được xác định theo các phương trình (III.54) và (III.57) cho điểm F, phải bằng nhau

$$h_H = \frac{A - (h_E - h_F) + \frac{p_E - p_F}{\tau_s}}{A \ln \frac{h_E}{h_F}} - \frac{2}{A} \quad (III.59)$$

Như vậy, đối với đoạn EF, ứng suất pháp tuyến được biểu hiện bằng một phương trình tổng quát. Dạng vòm (thu được theo phương trình III.49) của biểu đồ ứng suất pháp tuyến hoàn toàn tương ứng số liệu khảo sát thực nghiệm. Vị trí cực đại của ứng suất pháp tuyến sẽ được xác định, nếu cho đạo hàm biểu thức (III.57) bằng không:

$$\frac{dp_r}{dh_x} = \tau_s \left[-A + (2 + Ah_H) \frac{1}{h_x} \right] = 0 \quad (III.60)$$

nghĩa là, ứng suất pháp tuyến sẽ cực đại khi

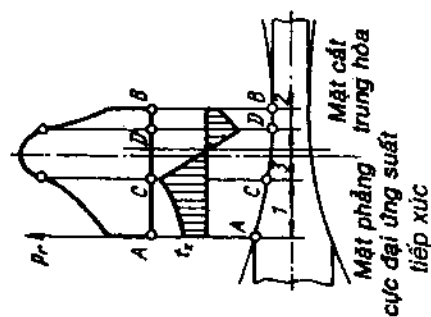
$$h_x = h_H + (2/A) \quad (III.61)$$

Như vậy, điểm cực đại ứng suất pháp tuyến lệch chút ít so với mặt cắt trung hòa ở hướng đầu vào, độ lệch này tỉ lệ với $tg\varphi_{EF}$.

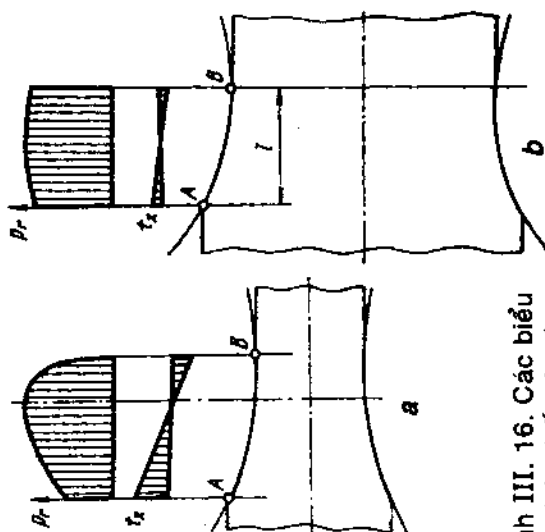
Trên cơ sở phân tích sự phân bố các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc (các lực ma sát) trên cung cặp, có thể rút ra kết luận rằng với $l/h > 5$ thì nên chia cung cặp thành ba phần, hai phần trong số đó - các vùng trượt trong các phần tử kim loại và một đoạn giữa biến dạng bị kiểm hãm, đoạn này nằm cùng một lúc ở các vùng trễ và sớm.

2. Với $l/h = 2+5$, các đoạn CE và FD đặc trưng sự không đổi các ứng suất tiếp tuyến (các lực ma sát) có thể không tồn tại (xem hình III.14). Điều này xảy ra do các ứng suất ma sát trên các đoạn AC và DB không kịp đạt trị số vì chiều dài cung cặp giảm mà đoạn biến dạng kim hãm vẫn còn nguyên (hình III.15)

Như vậy, với tỉ số l/h chỉ định, vùng dính chỉ gồm một đoạn biến dạng bị kim hãm. Đối với ba đoạn còn



Hình III.15. Các biểu đồ phân bố các ứng suất pháp tuyến và các ứng suất tiếp tuyến theo cung cặp với $l/h = 2+5$; 1 - 2 - các vùng trượt; 3 - vùng dính.



Hình III. 16. Các biểu đồ phân bố các ứng suất pháp tuyến và tiếp tuyến theo cung cặp với

a - $l/h = 0,5+2,0$

b - $l/h = 0,5$

lại AC, CD, DB các ứng suất tiếp tuyến sẽ được xác định bằng các phương trình đã trình bày ở trên (III.49, III.51, III.55 và II.57).

3. Khi $l/h = 0,5 \div 2$ chiều dài cung cặp so với chiều cao mặt cắt trở nên nhỏ tới mức vùng dính lan tỏa trên toàn bộ cung cặp. Ở trường hợp này, biểu đồ phân bố các ứng suất tiếp tuyến sẽ được thể hiện bằng hai tam giác (hình III.16, a). Các ứng suất pháp tuyến được phân bố theo đường cong lồi, mà được xác định bằng phương trình (III.57), nếu chấp nhận quy ước rằng điểm E (xem hình III.14) trùng khớp với điểm A.

4. Khi $l/h < 0,5$ biến dạng nén không đi qua mặt cắt kim loại cán. Trong trường hợp này vùng dính lan tỏa theo toàn bộ cung cặp, như trong trường hợp trước, nhưng sự hướng tới trượt của kim loại sẽ hoàn toàn không đáng kể và vì vậy các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc sẽ không lớn. Biểu đồ các ứng suất tiếp tuyến trong trường hợp này có dạng hai tam giác với chiều cao nhỏ (Hình II.16, b).

Do đó ứng suất pháp tuyến sẽ có sự dâng lên chút ít hướng tới phần giữa cung cặp và trên thực tế có thể coi như nó không đổi. Đặc điểm của các biểu đồ các ứng suất pháp tuyến và tiếp tuyến với $l/h < 0,5$ sẽ tương tự các đoạn biểu đồ áp dụng cho trường hợp trước (Hình III.16,a) ở gần mặt cắt trung hòa.

Việc phân tích các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc đã chứng tỏ rằng khi $l/h < 1$ thì chúng không đáng kể và vì vậy ảnh hưởng của chúng đối với ứng suất pháp tuyến là rất nhỏ. Nhưng trong trường hợp này, các vùng ngoài

bắt đầu tác động - gây ra sự gia tăng thực sự ứng suất pháp tuyến tại các điểm A và B, và cả trên khoảng choán toàn bộ cung cặp.

Như vậy, khi xem xét các tính quy luật phân bố các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc và tiếp tuyến tiếp xúc trước cung cặp cần phải có phương pháp vi phân tùy theo tỉ số l/h , cũng như tùy theo góc cặp α và hệ số ma sát.

10. ẢNH HƯỞNG CỦA CÁC VÙNG NGOÀI ĐỐI VỚI ÁP SUẤT TIẾP XÚC

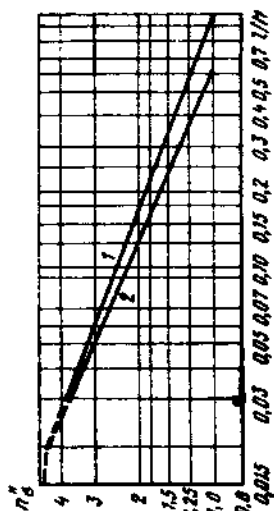
Ảnh hưởng của các vùng ngoài, mà được xét đến bằng hệ số n''_G (xem chương IV) được xác định bằng quan hệ phụ thuộc $n''_G = f(l/h)$ do A.I Xelicov và V.V. Smirnov tìm ra thông qua thực nghiệm. Trong khoảng $0,5 < \frac{l}{h} < 1$ quan hệ phụ thuộc này được biểu hiện bằng phương trình có độ chính xác khá cao

$$n''_G = (l/h)^{-0,4} \quad (III.62)$$

Khi $l/h < 1$ các vùng ngoài của kim loại biến dạng (ví dụ khi cán trên các máy cán thô, cán phôi tấm và các tấm dày) có ảnh hưởng đáng kể đối với trị số áp suất tiếp xúc P . khi $l/h > 1$ ảnh hưởng của các vùng ngoài đối với p không còn nữa; khi $l/h < 1$, hệ số n''_G có thể bằng 2 và lớn hơn.

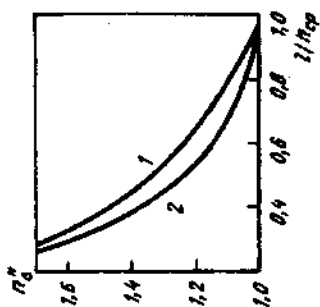
Trên hình III.17 trình bày quan hệ phụ thuộc $n''_G = f(l/h)$ tìm được khi khảo sát các máy cán phôi tấm và các máy cán tấm dày.

Bằng thực nghiệm đã khẳng định được rằng khi



Hình III.17. Quan hệ phụ thuộc $n'' = f(l/h)$

1. Theo số liệu của Xellicov và Smirnov
2. Theo số liệu của Pocotian



Hình III.18. Quan hệ phụ thuộc giữa n'' và tỉ số l/h_{cp} :

1. Khi nén
2. Khi cán

$l/h < 0,5$ các vùng ngoài gây ra sự gia tăng áp suất tiếp xúc. Đồng thời xác lập được rằng khi cán kim loại, ảnh hưởng của các vùng ngoài đối với sự gia tăng áp suất tiếp xúc nhỏ hơn so với khi chôn một đoạn dài (Hình III.18). Khi cán, với $D \cos \alpha > h_H$, có xu hướng phát sinh các ứng suất kéo dọc. Do đó diễn ra sự khu trú các ứng suất nén tại các điểm đầu vào và đầu ra, nhờ vậy sự gia tăng sức bền biến dạng bởi ảnh hưởng của các vùng ngoài sẽ ít mạnh hơn so với khi chôn.

V.M. Lugovxkô đã thông qua nghiên cứu biến dạng hai chiều của tấm được nén từ hai phía bằng các khuôn dập, khi mà các đường trượt cắt toàn bộ mặt cắt tấm, đã đi đến kết luận rằng áp suất tiếp xúc, tùy theo tỉ số l/h , có thể được biểu hiện bằng phương trình

$$p = 2\tau_s \left(1,25 \frac{1}{h} + 1,25 \ln \frac{h}{1} - 0,25 \right) \quad (\text{III.63})$$

Phương trình này đúng khi tỉ số l/h thay đổi trong các giới hạn $1 > \frac{1}{h} < 0,118$ và có thể được sử dụng cùng với phương trình (III.62) để tính n''_G .

Khi $\frac{1}{h} \leq 0,118$, áp suất tiếp xúc được xác định bằng công thức Prandtl:

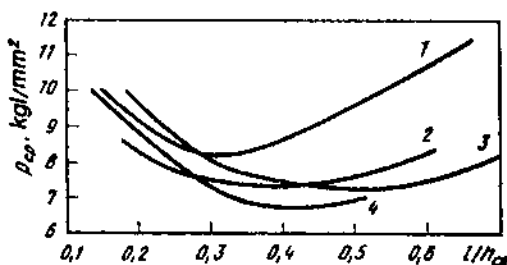
$$p = 2\tau_s \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) \approx 5,14\tau_s \quad (\text{III.64})$$

A.D Tomlenov đã tìm ra các công thức để xác định ứng suất tiếp xúc trong khoảng $1 \geq l/h \geq 0,275$:

$$p = 2\tau_s \left[0,5 \frac{1}{h} + 0,6 \frac{h}{1} - 0,04 \left(\frac{h}{1} \right)^2 \right] \quad (\text{III.65})$$

$$p = 2\tau_s \left[1,3 - \frac{1}{h} + 0,2 \frac{h}{1} - 0,04 \left(\frac{h}{1} \right)^2 \right] \quad (\text{III.66})$$

Trên thực tế khi gia công các kim loại bằng áp lực thường gặp các trường hợp, khi mà ngoài các vùng ngoài dọc còn có các vùng ngoài bên hông. Ví dụ, khi cán dọc bằng các lỗ khuôn cán hình ôvan và hình thoi, khi cán xoắn ngang v.v..., bề mặt tiếp xúc thường nhỏ hơn chiều rộng vật cán và các thể tích bên hông không tiếp xúc là các vùng ngoài.



Hình III.19. Áp suất tiếp xúc trung bình P_{cp} khi cán các phôi súc mặt cắt khác nhau và bằng các loại thép khác nhau tùy theo tỉ số l/h_{cp} :

1. Các phôi súc 160 x 160 và 170 x 170mm; Khối lượng 6,5 tấn, CT6; 2. Phôi súc 225 x 310mm; Khối lượng 3,1 tấn, CT3; 3. phôi súc 170 x 170mm, Khối lượng 6,5 tấn, CT4; 4. Phôi súc 160 x 160mm, khối lượng 6,5 tấn.

Khi xác định hệ số ảnh hưởng tổng cộng của các vùng ngoài dọc và các vùng ngoài bên hông, có thể sử dụng quan hệ phụ thuộc (III.62) bằng cách đưa hệ số n''_{σ} vào, hệ số này xét đến ảnh hưởng các vùng ngoài bên hông:

$$n''_{\Sigma} = n''_{\sigma_b} \left(\frac{1}{h} \right)^{-0,4} \quad (\text{III.67})$$

$$\text{ở đây} \quad n''_{\sigma_b} = 0,4 \frac{F}{F_0} + 0,6 \quad (\text{III.68})$$

Trong đó F và F_0 - các diện tích mặt cắt ngang vật cán và phần bị ép lún.

Ảnh hưởng của các vùng ngoài đối với áp suất tiếp xúc khi cán các thỏi thép hình và các loại phôi khác

được khảo sát bằng thực nghiệm, các kết quả của một vài thí nghiệm được trình bày trên hình III.19.

11. VỊ TRÍ MẶT CẮT TRUNG HÒA

Sử dụng các điều kiện cân bằng kim loại cán trên hình III.20 để xác định vị trí mặt cắt trung hòa dùng cho các biểu đồ thay đổi các lực ma sát (hình III.14, III.15) áp dụng đối với sự cán có đặc điểm là vùng dính phát triển. Chấp nhận $p_x = p_{cp} = \text{const}$ và τ trên các đoạn $\varphi = 0 \div \varphi_F$ và $\varphi = \varphi_E \div \alpha$ bằng trị số trung bình lực ma sát cho các dạng này $\tau = \tau_s$, ta sẽ tìm được công thức đã tính góc trung hòa:

$$\sin \gamma = \frac{1}{2} \sin \alpha - \sin \varphi_E - \sin \varphi_F + \frac{1}{4} \frac{\cos 2\varphi_E - \cos 2\varphi_F}{\sin \varphi_E - \sin \varphi_F} - \frac{p_{cp}}{2\tau_s} (1 - \cos \alpha) \quad (\text{III.69})$$

Nếu tỉ số $l/h_{cp} > 3+4$ thì có thể xem nhẹ ảnh hưởng của đoạn biến dạng bị kim hãm, nơi mà các lực ma sát thay đổi theo hình tam giác. Trong trường hợp này $\varphi_E \approx \varphi_F \approx \gamma$ và khi $\tau_{cp} = \mu p_{cp}$, phương trình (III.69) có dạng phương trình Ekenlund:

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - \frac{1 - \cos \alpha}{2\mu} \quad (\text{III.70})$$

Trong trường hợp, nếu $l/h_{cp} < 2$ thì đoạn biến dạng bị kim hãm sẽ chiếm toàn bộ cung cấp (hình III.16), nghĩa là

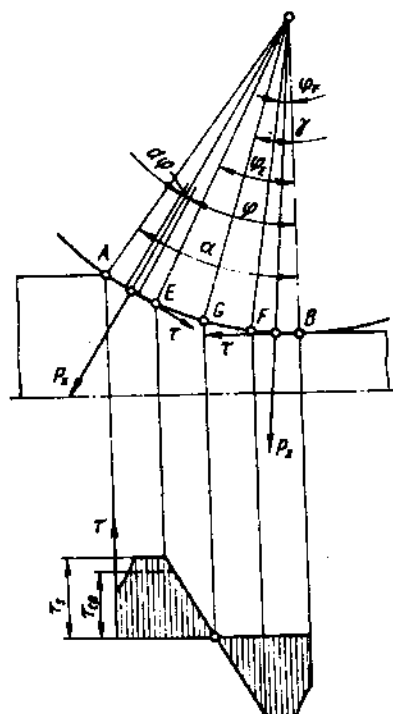
$$\varphi_E = \alpha \quad \text{và} \quad \varphi_F = 0$$

Khi đó phương trình (III.70) có dạng

$$\sin \gamma = \frac{\sin \alpha}{2} - (1 - \cos \alpha) \frac{P_{cp}}{\tau_A + \tau_B} \quad (III.71)$$

Tương ứng, độ choán vùng sớm là

$$l_s = R \sin \gamma = 0,5 \left(\sqrt{RAh} - \Delta h \frac{P_{cp}}{\tau_A + \tau_B} \right) \quad (III.72)$$



Hình III.20. Các lực cơ bản, tác động lên kim loại cán, và biểu đồ phân bố các lực ma sát tiếp xúc.

trong đó τ_A và τ_B - các lực ma sát tại điểm A và B.

Nếu trong phương trình này chấp nhận $\tau_A + \tau_B = 2\mu p_{cp}$, thì nó trùng khớp với phương trình Ekelund, và độ choán vùng sớm sẽ bằng

$$l_s = 0,5 \left(\sqrt{RAh} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \quad (III.73)$$

12. ĐỘ SỚM VÀ ĐỘ TRỄ

Độ sớm S - mức vượt quá tốc độ xuất kim loại cán V_1 từ các trục so với tốc độ vòng V_B của chúng.

Độ sớm có ý nghĩa to lớn trong việc tính toán các chế độ ép lún và các tốc độ quay các trục của các

máy cán liên tục, cũng như để xác định các mômen cán và các lực căng kim loại giữa các giá cán của máy.

Độ sớm được thể hiện bằng tỉ số

$$S = (V_1 - V_B)/V_B \quad (\text{III.74})$$

Độ trễ S_0 là tỉ số giữa hiệu hình chiếu ngang tốc độ vòng các trục cán V_x , tốc độ nhập kim loại V_0 và V_x , nghĩa là

$$S_0 = (V_x - V_0)/V_x = 1 - (V_0/V_x) \quad (\text{III.75})$$

Đôi khi trên thực tế độ sớm được xác định bằng cách đo độ chênh lệch các khoảng cách giữa các dấu vết của hai mũi nóng trên dải cán l_1 và trên bề mặt các trục l_B

$$S = (l_1 - l_B)/l_B \quad (\text{III.76})$$

Trong cán nóng, khi mà l_1 được đo sau khi kim loại nguội, cần phải thêm mức điều chỉnh độ co ngót nhiệt

$$l_1 = l_0[1 + \alpha(\theta_1 - \theta_0)] \quad (\text{III.77})$$

ở đây θ_1 và θ_0 - nhiệt độ cán và nhiệt độ đo; α - hệ số giãn nở nhiệt

Dưới đây là các trị số α cho thép cacbon

Khoảng nhiệt độ, °C	0 - 1200	0 - 1000	0 - 800
Hệ số $\alpha \dots$	$(15 - 20) \cdot 10^{-6}$	$(13,5 - 17,5) \cdot 10^{-6}$	$(13,5 - 17) \cdot 10^{-6}$

Có thể tìm độ sớm căn cứ vào điều kiện không đổi thể tích kim loại cán

$$h_1 V_B \cos \gamma = h_1 V_1 \quad (\text{III.78})$$

trong đó h_H - chiều cao dải cán trong mặt cắt trung hòa;

$$h_H = h_1 + 2R(1 - \cos \gamma) \quad (\text{III.79})$$

Đưa tỉ số V_1/V_B , mà đã tìm được từ đẳng thức này, vào phương trình (III.74) ta sẽ có

$$S = \left(\frac{2R}{h_1} \cos \gamma - 1 \right) 2 \sin^2 \frac{\gamma}{2} \quad (\text{III.80})$$

Vì $\cos \gamma$ gần bằng 1, còn $\sin^2(\gamma/2) \approx \gamma^2/4$, nên

$$S = \left(\frac{R}{h_1} - 0,5 \right) \gamma^2 \quad (\text{III.81})$$

Khi cán các dải mỏng, R lớn hơn nhiều so với h_1 , có thể bỏ qua số hạng thứ hai trong phương trình này vì nó nhỏ so với số hạng thứ nhất. Khi đó ta có được công thức Dresden:

$$S = \frac{R}{h_1} \gamma^2 \quad (\text{III.82})$$

Công thức này được dùng nhiều trong tính toán độ sớm. Tuy nhiên khi tỉ số R/h_1 gần bằng 0,5, công thức cho các kết quả không chính xác, và vì vậy trong những trường hợp đó tốt nhất là dùng phương trình (III.81).

Độ sớm có tính đến độ mở rộng được xác định theo công thức của A.A. Korolev:

$$S = \frac{R}{h_1} \gamma^2 \left(1 - \frac{R\gamma}{B} \right) \quad (\text{III.83})$$

Trên cơ sở phân tích tỉ số các tốc độ xuất kim loại trên bề mặt các trục và ở tâm mặt cắt dải cán có thể rút ra kết luận rằng trong mặt phẳng xuất dải cán, độ sớm các phần trong của dải lớn hơn độ sớm các phần ngoài

của nó. Tỉ số l/h_{cp} có ảnh hưởng lớn đối với mức chênh lệch các độ sớm. Trong trường hợp tỉ số này > 4 , mức chênh lệch các độ sớm sẽ nhỏ, còn nếu tỉ số này < 2 và vùng dính bắt đầu chiếm toàn bộ vùng sớm, thì độ sớm trong mặt phẳng xuất của phần giữa dải sẽ lớn hơn khoảng 1,5 lần so với tổng độ cuối cùng, còn độ sớm các phần ngoài của dải bằng không (0). Trong trường hợp này độ sớm tiếp tục phát triển mạnh trong vùng không tiếp xúc ở đầu ra, nơi diễn ra sự gia tốc chuyển động các phần ngoài của dải do sự kéo các phần này và diễn ra sự kìm hãm các phần trong do chúng bị nén.

Hiện tượng tương tự, nghĩa là sự phân bố không đều độ sớm theo chiều cao của dải cũng xuất hiện cả với tỉ số $l/h_{cp} < 0,5 \div 1$, khi mà sự ép lún không lan tỏa trên toàn bộ mặt cắt.

Nếu trong mặt cắt trung hòa chấp nhận sự phân bố tốc độ là đều thì trong vùng biến dạng, tốc độ các lớp trong phải nhỏ hơn tốc độ các lớp biến dạng dẻo. Trong vùng biến dạng không tiếp xúc diễn ra sự cân bằng các tốc độ nói trên cho đạt trị số.

$$V_1 = V_B(1 + S) \quad (III.84)$$

13. ẢNH HƯỞNG CỦA SỨC CĂNG ĐỐI VỚI ĐỘ SỚM

So với các thông số công nghệ khác, sức căng có ảnh hưởng lớn nhất đối với độ sớm. Điều này giúp cho ta dễ điều chỉnh các máy cán liên tục, làm việc với sức căng giữa các giá cán.

Có thể tính độ sớm có xét đến ảnh hưởng của sức căng theo phương trình (III.81), nếu góc γ có trong

phương trình được xác định có xét đến sự thay đổi các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc và pháp tuyến tiếp xúc do sức căng gây ra. Nhưng bài toán đó là một bài toán phức tạp, cho nên ta chấp nhận các biện pháp đơn giản hóa như sau:

1. Biểu hiện ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trên khoảng choán toàn bộ cung cặp chỉ bằng hai phương trình - cho vùng trễ và cho vùng sớm.

2. Ứng suất pháp tuyến tiếp xúc thuộc các ứng suất ma sát tiếp xúc;

3. Mặt cắt trung hòa nằm rất gần điểm cực đại ứng suất pháp tuyến và có thể bỏ qua độ chênh lệch vị trí của mặt cắt này:

Với những tiền đề như vậy, có thể tìm được vị trí mặt cắt trung hòa như là điểm cắt nhau của các đường đặc trưng ứng suất pháp tuyến trong các vùng sớm và trễ cho các công thức (III.53) và (III.54)

Ta ký hiệu

$$\frac{0,5}{\operatorname{tg} \frac{\alpha + \gamma}{2}} = \delta_0 \quad \text{và} \quad \frac{0,5}{\operatorname{tg} \frac{\gamma}{2}} = \delta_1 \quad (\text{III.85})$$

$$\text{ta có } \frac{h_H}{h_1} = e^{\frac{\xi_0 - \xi_1}{\delta_0 + \delta_1} \left(\frac{h_0}{h_1} \right)^{\frac{\delta_0}{\delta_0 + \delta_1}}} \quad (\text{III.86})$$

$$\text{ở đây } \xi_0 = \frac{2\tau_s - \sigma_A}{2\tau_s} \quad \text{và} \quad \xi_1 = \frac{2\tau_s - \sigma_B}{2\tau_s}$$

σ_B và σ_B - các ứng suất căng ở đầu vào và đầu ra.

Nếu chấp nhận cung cặp là một dây cung, thì $\delta_0 \approx \delta_1 \approx l/\Delta h$, và phương trình (III.86) sẽ có dạng:

$$\frac{h_H}{h_1} = e^{(\xi_0 - \xi_1) \frac{\Delta h}{2l}} \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} \quad (III.87)$$

Khi đã biết tỉ số h_H/h_1 , ta xác định được góc trung hòa

$$\sin \gamma = \frac{h_1}{\sqrt{R\Delta h}} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right) \quad (III.88)$$

Đưa trị số $\sin \gamma \approx \gamma$ vào phương trình (III.81) ta có:

$$S = \left(\frac{R}{h_1} - 0,5 \right) \frac{h_1^2}{R\Delta h} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right)^2 \quad (III.89)$$

Khi xác định vị trí mặt cắt trung hòa để cân ngội có thể chấp nhận $\tau = \mu p$, như vậy

$$\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\xi_0 \delta - 1)(\xi_1 \delta + 1)(h_0/h_1)^2}}{(\xi_1 \delta + 1)} \right\}^{\frac{1}{\delta}} \quad (III.90)$$

Sau khi tính được tỉ số h_H/h_1 , tính góc trung hòa và độ sớm cũng bằng phương pháp đó, giống như trong trường hợp trước, theo phương trình (III.88) và (III.89).

Nếu sức căng thay đổi trong các giới hạn ($\sigma_B/2\tau_s = 0 \div 0,4$) thì có thể tính gần đúng độ sớm bằng công thức sau đây:

$$S = S_0 + \alpha \sigma_B \quad (\text{III.91})$$

trong đó S_0 - độ sớm khi không có sức căng; α - tang góc nghiêng đường thẳng (III.91) so với trục hoành.

Nếu trong phương trình này, độ sớm được thể hiện thông qua tốc độ, ta sẽ có

$$V_1 = V_B \left(1 + S_0 + \frac{\alpha}{Q_1} T_1 \right) \quad (\text{III.92})$$

trong đó Q_1 - mặt cắt dải cán ở đầu ra khỏi các trục.

Việc khảo sát ảnh hưởng tác động cùng một lúc sức căng trước và sức căng sau đối với độ sớm do N.N. Druginxki thực hiện trên máy cán liên tục ba giá. Trên cơ sở các kết quả khảo sát ông đề nghị xác định độ sớm, khi mà sức căng lớn hơn $(0,6 \div 0,7) \tau_s$, tùy vào sức căng trước T_1 và sức căng sau T_0 theo công thức.

$$S = S_0 + \alpha(T_1 - T_0)/Q_1 \quad (\text{III.93})$$

Khi đó tốc độ xuất kim loại ra khỏi các trục sẽ được xác định bằng biểu thức

$$V_1 = (1 + S)V_B [1 + S_0 + \alpha(T_1 - T_0)/Q_1]V_B \quad (\text{III.94})$$

14. CÁC ỨNG SUẤT TRÊN CÁC BỀ MẶT TIẾP XÚC KHI CHUYỂN DỊCH CHÚNG VỚI TỐC ĐỘ KHÁC NHAU

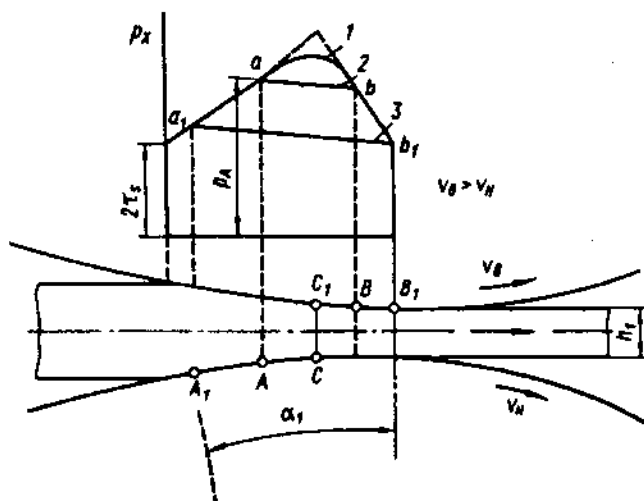
Trong trường hợp này quá trình cán trở nên bất cân đối và trục cán có tốc độ vòng nhỏ sẽ kìm hãm chuyển động kim loại. Căn cứ vào điều kiện cân bằng phần tử kim loại trong trung tâm biến dạng khi các lực ma sát có hướng ngược nhau

$$p_r/2\tau_s = \ln h_x + C \quad (\text{III.95})$$

Cứ cho rằng các lực ma sát bắt đầu tác động ở hướng ngược lại tại điểm A. Trong trường hợp đó

$$p_r = p_A - 2\tau_s \ln h_A/h_x \quad (\text{III.96})$$

Ta sẽ nghiên cứu sự thay đổi biểu đồ áp suất tùy theo mức tăng độ chênh các tốc độ vòng của hai trục cán. Nếu các trục quay với các tốc độ vòng giống như và quá trình cán cân đối, thì có thể biểu hiện ứng suất



Hình III.21. Sự thay đổi biểu đồ áp suất tiếp xúc với độ chênh lệch các tốc độ vòng của các trục:

1. $V_H = V_B$; 2. $V_B > V_H$ (V_B bằng tốc độ chuyển động trung bình của kim loại ở mặt cắt đi qua điểm B, còn V_H bằng tốc độ kim loại ở mặt cắt đi qua điểm A); 3. cũng như vậy khi $V_B > V_H$ (trong trường hợp này $V_B = V_1$, còn V_H bằng tốc độ kim loại ở mặt cắt đi qua điểm A_1).

pháp tuyến bằng biểu đồ trình bày trên hình 1.21. Khi giảm tốc độ trục dưới, vùng sớm trên trục sẽ tăng và điểm ấn định khởi đầu vùng này sẽ chuyển dịch ra khỏi mặt cắt trung hòa tới điểm A. Khi đó, rõ ràng bắt đầu từ điểm này, có thể biểu hiện ứng suất pháp tuyến bằng phương trình (III.96), nghĩa là bằng đường ab. Như vậy biểu đồ sẽ được cắt ra, còn vùng sớm ở trục trên thì thu nhỏ lại và điểm C_1 chuyển dịch từ mặt cắt trung hòa tới điểm B. Nếu tiếp tục giảm tốc độ trục dưới, điểm B sẽ tiếp xúc chuyển dịch và có thể chiếm vị trí điểm B_1 . Như vậy vùng sớm ở trục trên hoàn toàn biến mất. Trong trường hợp đó, đường cong, mà được dựng theo phương trình (III.96), sẽ đi qua các điểm b_1a_1 và ứng suất pháp tuyến đạt cực đại. Vùng sớm ở trục dưới tăng lên và ranh giới của nó với vùng trễ sẽ được ấn định bởi điểm A_1 .

Độ chênh giới hạn các tốc độ của các trục cán được xác định theo đẳng thức

$$V_H \cos \alpha_1 h_{A_1} = V_B h_1 \quad (\text{III.97})$$

Cũng có thể sử dụng phương pháp xác định ứng suất pháp tuyến này cho trường hợp cán dọc các ống trên trục gá di động hoặc trục gá bất động.

15. SỰ MỞ RỘNG VÀ SỰ PHÂN BỐ CÁC BIẾN DẠNG THEO CHIỀU RỘNG KIM LOẠI CÁN

Do tác động của các vùng ngoài, các ứng suất kéo dọc xuất hiện không chỉ trong các phần bên của dải ở vùng biến dạng tiếp xúc, mà chủ yếu trong những phần bên, mà nằm ở các vùng biến dạng không tiếp xúc. Ở các vùng tiếp giáp với chúng xuất hiện các ứng suất nén

dọc, mà trong từng mặt cắt cần xem xét của các vùng ngoài phải cân bằng ứng suất kéo.

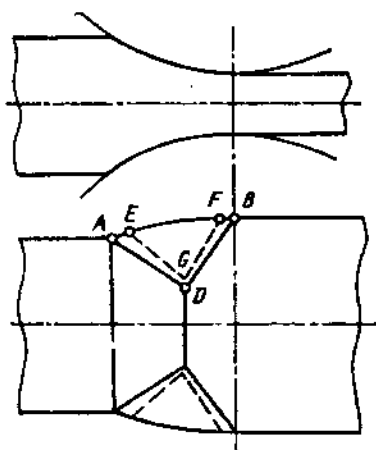
Thông qua khảo sát thực nghiệm đã xác lập được rằng các vùng ngoài gây ra sự giãn nở rộng. Cụ thể, trên các đầu dãi cán, độ mở rộng lớn hơn so với ở phần chính của dải.

Do sự xuất hiện các ứng suất kéo và nén dọc ở các vùng ngoài ta sẽ xem xét các nguyên nhân ảnh hưởng của chúng đối với sự mở rộng.

Ta ký hiệu các ứng suất tác động tại các điểm A và B (hình III.22) là σ_A và σ_B . Nhờ các ứng suất này, ứng suất nén δ_x (phát sinh do ảnh hưởng của ma sát ngoài ở vùng biến dạng) sẽ giảm mạnh và vì vậy đường cân bằng các ứng suất dọc và ngang σ_x và σ_z sẽ không đi qua các điểm A, D và B, mà dịch xa hơn các vùng ngoài chút ít và chiếm vị trí mới - EG và GF.

Như vậy, ảnh hưởng của các vùng ngoài sẽ được thể hiện bằng sự giảm bớt đoạn kim loại, mà cố mở rộng, do đó chính độ mở rộng cũng giảm.

Sức căng trước và sức căng sau được áp dụng



Hình III.22. Sự lệch các vùng mở rộng quy ước (các đường đứt) do ảnh hưởng của các vùng ngoài.

trong cán nguội cũng có ảnh hưởng tương tự, khi sức căng tăng lên thì độ mở rộng giảm.

Nếu khi đó các ứng suất σ_A và σ_B sẽ lớn tới mức ứng suất pháp tuyến cực đại không vượt quá trị số τ_s , thì trong trường hợp này, đoạn kim loại cổ mở rộng, sẽ không còn.

Các thí nghiệm do A.I. Xelicov thực hiện về sự cán và các mẫu có sơn phủ đã cho biết rằng, bắt đầu xuất hiện các ứng suất kéo đáng kể theo các mép các vùng ngoài ở khoảng cách lớn hơn nửa chiều dài cung cặp.

Do sự hiện diện các ứng suất này theo các mép, có thể coi rằng tốc độ chuyển dịch theo chiều rộng kim loại sẽ được phân bố giống như theo các biểu đồ trên hình III.23. Do một thể tích kim loại tiêu hao cho sự mở rộng, tốc độ theo các mép dải sẽ gia tăng khi đi vào các trục cán và sẽ giảm xuống khi đi ra. Các tốc độ này phải hoàn toàn bằng nhau ở một khoảng cách nào đó so với các trục, mà không vượt quá chiều cao mặt cắt dải cán.

Ta quy ước toàn bộ thể tích kim loại, nằm trong giới hạn vùng bên ABD (hình III.24), sẽ biến dạng ở hướng mở rộng. Có thể coi rằng, khi chuyển dịch mặt cắt ac, mà nằm cách mặt phẳng đầu vào một khoảng $x + dx$, đi một đoạn dx về phía vị trí bd, các thể tích cơ bản xê dịch phải bằng nhau.

$$\frac{1}{2} h_x dx \frac{db_x}{2} = -\frac{1}{2} z dx dh_x$$

(dấu trừ được đặt ở phần bên phải phương trình là vì b_x tăng lên khi h_x giảm). Phương trình này là đúng, không

phụ thuộc vào việc có diễn ra sự mở rộng hay không, do sự trượt bên hoặc do sự chuyển các mặt bên của dải thành các bề mặt tiếp xúc. Từ phương này ta tìm được.

$$db_x = -2z \frac{dh_x}{h_x} \quad (\text{III.98})$$

Quan hệ phụ thuộc giữa z và h_x có thể tìm được căn cứ vào điều kiện là trên các ranh giới của vùng bên và của các vùng trề và sớm, các ứng suất ngang trung bình theo chiều cao σ_z và các ứng suất dọc trung bình σ_x phải gần bằng nhau, khi đó $d\sigma_z = d\sigma_x$.

Có thể biểu hiện gần đúng $d\sigma_x$, theo phương trình (III.28), bằng cách sau đây

$$d\sigma_x = \left(2\tau_s \pm \frac{\tau_x}{\operatorname{tg}\varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x} \quad (\text{III.99})$$

Tương tự, ta tìm $d\sigma_z$, bằng cách giả thiết rằng trong phương trình (III.99) $\varphi = 0$:

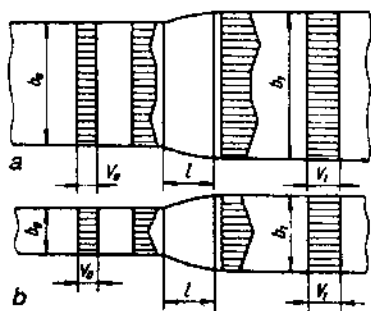
$$d\sigma_z = \frac{2\tau_z}{h_z} dz \quad (\text{III.100})$$

Sau khi cân bằng các phần bên phải các phương trình (III.99) và (III.100) ta có

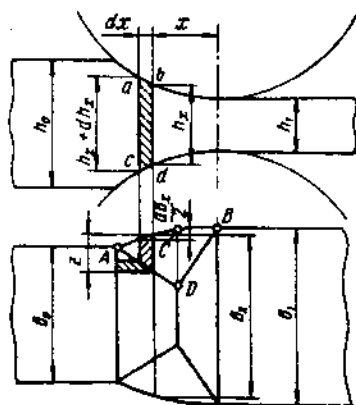
$$dz = \frac{1}{2} \left(\frac{2\tau_s}{\tau_z} \pm \frac{\tau_x}{\tau_z \operatorname{tg}\varphi} \right) h_z \frac{dh_x}{h_x} \quad (\text{III.101})$$

Để thu được các quan hệ phụ thuộc đơn giản hơn có thể chấp nhận $\tau_z = \mu 2\tau_s$, $\tau_x = \tau_z$.

Ngoài ra, khi xác định các ranh giới của vùng bên



Hình III.23. Các biểu đồ phân bố tốc độ chuyển động kim loại theo chiều rộng dài cán: a) dài rộng, b) dài hẹp



Hình III.24. Thể tích cơ bản của các vùng mở rộng quy ước

cùng với các vùng trễ và sớm ta chấp nhận cung cấp bằng dây cung. Khi đó, ta ký hiệu $tg\varphi = \Delta h/2l$ rồi đưa vào phương trình (III.101) ta sẽ có

$$dz = \left(\frac{1}{2\mu} \mp \frac{1}{\Delta h_z} \right) h_z \frac{dh_x}{h_x}$$

Lấy tích phân phương trình này để tìm ra z , đưa trị số này vào phương trình (III.98) và sau khi lấy tích phân lần thứ hai ta có được phương trình chỉ rõ sự thay đổi b_x tùy theo z . Các kết quả của các kết luận này đã chứng minh rằng sự mở rộng chủ yếu phát triển đến mặt cắt trung hòa, còn trong phần đó của các vùng bên, nơi tiếp giáp với các vùng sớm, sự mở rộng hoàn toàn

không đáng kể. Điều này cho phép sử dụng chỉ một phương trình dùng cho đoạn AD (xem hình III.24) khi lấy tích phân trị số db_x:

$$\Delta b = 2 \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2} \right) \quad (\text{III.102})$$

Công thức (III.102) cho trị số đúng của độ mở rộng phát triển, khi mà chiều rộng dải gần bằng chiều dài cung cấp. Để có thể sử dụng công thức này có xét đến ảnh hưởng của chiều rộng, ta đưa thêm hệ số C_B vào công thức, hệ số này phụ thuộc vào tỉ số giữa chiều rộng ban đầu của dải b₀ và chiều dài cung cấp l và thay đổi trong các giới hạn từ 0,5 đến 1,0 (hình III.25).

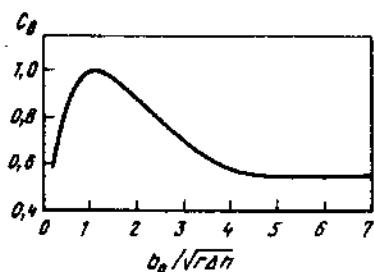
A.I. Griskov đã chứng minh được rằng, hệ số C_B cũng phụ thuộc vào độ ép lún tương đối e và đưa ra công thức

$$C_B = 4(1 - \epsilon) \left(\frac{b_0}{l} - 0,15 \right) e^{1,5(0,15 - b/l)} \quad (\text{III.103})$$

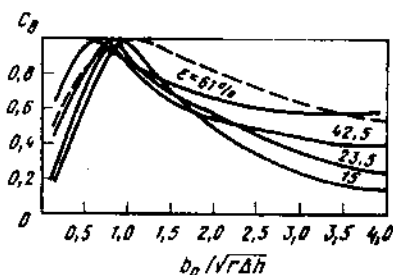
V.P. Kalinin đã khảo sát ảnh hưởng của sức căng đối với sự mở rộng khi cán nóng, ông đã chứng minh rằng sức căng phía trước không ảnh hưởng lớn sự mở rộng, còn sức căng phía sau thực sự gây ra sự móp vì uốn dải cán.

Như vậy, có thể tính độ mở rộng theo công thức (III.102) có xét đến các hệ số C_B và C_σ, nghĩa là theo quan hệ phụ thuộc

$$\Delta b = 2C_B C_\sigma \left(\sqrt{R\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \ln \frac{h_0}{h_1} \right) - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2} \quad (\text{III.104})$$



Hình III.25. Ảnh hưởng của chiều rộng dải cán (tỉ số $\frac{b_0}{\sqrt{R \Delta h}}$) đối với sự mở rộng (hệ số mở rộng C_B)



Hình III.26. Ảnh hưởng của chiều rộng dải cán đối với sự mở rộng khi có các độ ép lún khác nhau (theo số liệu của A.I. Griskov)

Ở đây C_σ - hệ số xét đến ảnh hưởng của sức căng. Trong các tính toán gần đúng $C_\sigma = 1 - \frac{2\sigma_0}{\sigma}$. Hệ số C_B cho các thép hình tiết diện chữ nhật khi cán trên các trục trơn được tìm theo các đồ thị trên hình III.26 hoặc theo phương trình (III.103).

Có thể sử dụng công thức dưới đây để tính độ mở rộng khi cán nóng các dải

$$\Delta b = 0,54 C_B C_\sigma \left(1 - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \ln \frac{h_0}{h_1} \quad (\text{III.105})$$

V.I.Dudin và A.M Krivenxov đã đưa ra công thức dưới đây để tính độ mở rộng các thép hình tiết diện không đổi trong các trục cán định hình (có xét đến ảnh hưởng của chiều rộng thép hình C_B và hình dạng khuôn cán K_Φ) khi cán nóng:

$$\Delta b = C_B K_{\Phi} (1 - \sqrt{1 - \varepsilon}) \left(1 - \frac{\Delta h^2}{4\mu^2 l} \right) \quad (\text{III.106})$$

Ở C_B đây được tính toán theo công thức

$$C_B = 5,97(1 - \varepsilon) \frac{\frac{b_o}{b_{ok}} - 0,3}{1,43 \frac{b_o}{b_{ok}}} + \varepsilon \quad (\text{III.107})$$

hoặc được tìm theo toán đồ

$$C_B = f\left(\frac{b_o}{b_{ok}}; \varepsilon\right) \text{ với } \frac{b_o}{b_{ok}} = 0,33 \div 3,72, \varepsilon = 0 \div 1,0 \text{ (hình III.27)}$$

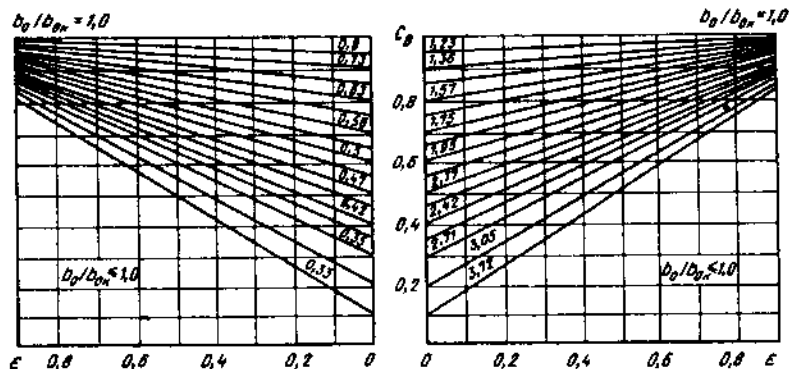
Ở đây b_{ok} là chiều rộng tới hạn ban đầu, tương ứng mức phát triển mở rộng cực đại thép hình, và được xác định theo biểu thức.

$$b_{ok} = \sqrt{1 - \varepsilon} \left(1 - \frac{\Delta h^2}{4\mu^2 l} \right) \quad (\text{III.108})$$

Khác với các quan hệ phụ thuộc khác C_B là hàm $\frac{b_o}{b_{ok}}$, chứ không phải là $\frac{b_o}{l}$

Dưới đây là hệ số K_{Φ} , hệ số này xét đến ảnh hưởng của lỗ khuôn cán, được xác định bằng thực nghiệm cho các hệ thống cán tinh khác nhau:

Hệ thống cách tính	Hệ số K_{Φ}
Ôvan - vuông; vuông - ôvan...	0,70 - 0,74



Hình III.27. Toán đồ để xác định hệ số ảnh hưởng của chiều rộng C_B tùy theo mức biến dạng ϵ và tỉ số $b_0/b_{0n} = 0,33-3,72$

Vuông - thoi; thoi - vuông...	0,75 - 0,80
Ôvan - tròn; tròn - ôvan...	0,78 - 0,82
Ôvan - ôvan có gân...	0,82
Thoi - thoi...	0,85
Ôvan có gân - ôvan ...	1,20

Trong trường hợp cán nóng các thép hình có sức căng, đem các trị số Δb mới tìm ra nhân với hệ số C_G , còn khi cán nguội cần phải xét đến ảnh hưởng của sự biến cứng. Có thể sử dụng công thức (III.106) để tính độ mở rộng các dải khi cán trên thân trục trơn với $K_Q = 1,0$.

Qua đánh giá độ chính xác công thức (III.106) người ta nhận thấy rằng độ sai lệch các số liệu tính toán so với số liệu thực nghiệm trung bình không quá 10 - 13%.

16. ẢNH HƯỞNG CỦA ĐỘ ĐÀN HỒI CÁC TRỤC VÀ GIÁ CÁN ĐỐI VỚI SỰ BIẾN DẠNG KIM LOẠI KHI CÁN

Sự biến dạng đàn hồi các trục và giá cán ảnh hưởng đến độ dày cuối cùng, đến mức chênh lệch độ dày sản phẩm cán và sự phân bố các ứng suất tiếp xúc. Việc tính độ đàn hồi có ý nghĩa đặc biệt trong việc tự động hóa các quá trình cán cho các sự hệ thống điều chỉnh tự động dày sản phẩm cán.

Độ dày biến đổi của kim loại trong vùng biến dạng theo các trục x, y được quyết định bởi độ hở giữa các trục S_0 , bởi độ biến dạng tổng cộng của giá cán ω_k , bởi các độ võng và các độ bẹt các trục ω_B .

$$h(x, y) = S_0 + \omega_k + \omega_B \quad (\text{III.109})$$

Độ ép lún biến đổi

$$\Delta h = h_0 - (S_0 + \omega_k + \omega_B) \quad (\text{III.110})$$

Các độ biến dạng đàn hồi các trục và giá cán được quyết định bởi tổ số giữa lực cán và hệ số cán các trục hoặc giá cán

$$\omega_B = \frac{P}{M_b}; \quad \omega_k = \frac{P}{M_k}$$

Các độ biến dạng đàn hồi các trục cán ω_B phụ thuộc vào các đặc điểm hình học của các trục và các tải trọng đặt vào và được xác định trong từng trường hợp cụ thể bằng các phương pháp các bài toán tiếp xúc của lý thuyết đàn hồi.

Độ bẹt các trục cán. Độ bẹt cục bộ các trục trong vùng biến dạng hoặc ở chỗ tiếp xúc giữa các trục cán

với nhau có ảnh hưởng lớn nhất đối với các thông số biến dạng khi cán nguội và cán nóng trong trường hợp có các áp suất tiếp xúc cao.

Khi cán nguội thép và các kim loại tương đối cứng khác, cũng như khi cán nóng các hợp kim khó biến dạng, độ biến dạng nén đàn hồi có thể lớn tới mức có thể ảnh hưởng rõ rệt đối với sự tăng chiều dài cung cặp. Hiện tượng này có ý nghĩa đặc biệt to lớn khi cán nguội các tấm mỏng và các đai có các góc cặp nhỏ. Việc cán các dải thép mỏng ($h_1/R = 0,05 \div 0,01$) gây ra lượng tăng chiều dài cung cặp bởi độ bẹt đàn hồi các trục cán trong các giới hạn bằng 30 - 60% kích thước cung cặp, được tính theo biểu thức (III.5). Các khảo sát thực nghiệm trên các máy cán nguội đã cho biết rằng lượng tăng cung cặp do sự bẹt đàn hồi có thể đạt tới 100%.

Ta sẽ đưa ra một vài biểu thức cho độ bẹt và độ võng các trục cán, được sử dụng rộng rãi trong việc tính toán các quá trình cán.

Độ bẹt các điểm x của mặt phẳng do tải trọng tiếp xúc $q(\xi)$, phân bố tùy ý trên đoạn $(-1, +1)$:

$$\omega(x) = \frac{2(1-\nu)^2}{\pi E} \int_{-1}^{+1} \ln \frac{1}{|\xi - x|} q(\xi) d(\xi) \quad (\text{III.111})$$

Biểu thức này cũng được sử dụng cho các trụ có bán kính R_1 và R_2 lớn hơn so với kích thước vùng biến dạng.

Với quy luật elip phân bố áp suất tiếp xúc, theo bài toán Gerx, đối với độ bẹt một trục cán người ta sử dụng biểu thức

$$\omega(x) = \frac{2(1-\nu)^2}{\pi E} \left(\ln \frac{R_1 + R_2}{a} + \frac{1}{3} \right) q(x) \quad (\text{III.112})$$

Ở đây a - nửa chiều rộng diện tích tiếp xúc, được xác định từ biểu thức

$$a = \sqrt{\frac{4P(1-\nu^2)}{\pi E \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}}} \quad (\text{III.113})$$

Khi áp suất tiếp xúc không đổi, người ta sử dụng biểu thức đơn giản hóa cho độ bẹt các trục cán và dải.

$$\omega = q \frac{1-\nu^2}{\pi E} \quad (\text{III.114})$$

Ảnh hưởng của sự nén đàn hồi các trục cán đối với bề mặt tiếp xúc được nhiều nhà khoa học nghiên cứu. Chiều dài cung cặp có xét đến độ nén đàn hồi các trục và dải cán trên hình III.28 được xác định bằng phương trình

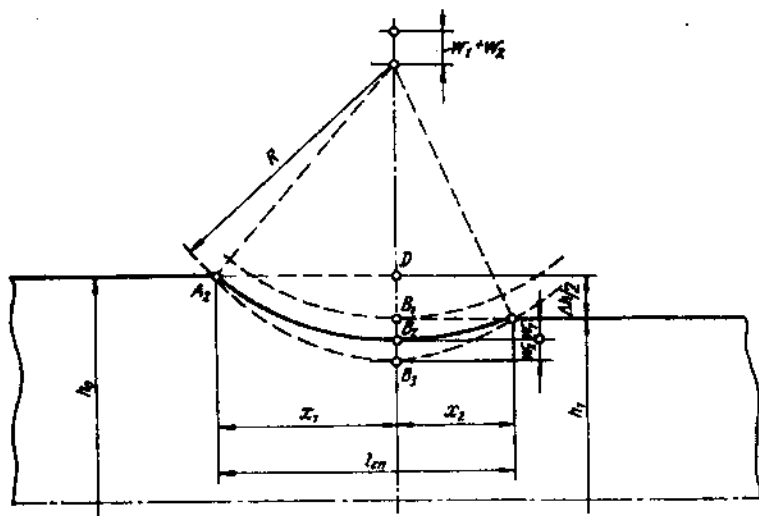
$$l_c = \sqrt{R\Delta l + x_2^2} + x_2 \quad (\text{III.115})$$

$$x_2 = \sqrt{2R(\omega_1 + \omega_2)} \quad (\text{III.116})$$

Độ biến dạng đàn hồi các trục ω_1 và độ biến dạng đàn hồi kim loại cán ω_2 được xác định theo biểu thức (III.112) cho sự phân bố elip và theo biểu thức (III.114) cho sự phân bố không đổi tải trọng tiếp xúc trên một đơn vị chiều dài các khối trụ.

Khi đó ta chấp nhận ν_1, ν_2 - các hệ số Poaxon của

kim loại trục và của kim loại cán; E_1, E_2 - các môđun đàn hồi của trục và của kim loại cán.



Hình III.28. Ảnh hưởng của sự nén đàn hồi các trục và kim loại cán đối với chiều dài cung cặp

Thể hiện áp suất q thông qua ứng suất tiếp xúc không đổi p :

$$q = 2x_2p \quad (\text{III.117})$$

ta sẽ có biểu thức để xác định thị xã có xét đến độ nén đàn hồi các trục và dải cán:

$$x_2 = 8p \left(\frac{1 - \nu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{\pi E_2} \right) R \quad (\text{III.118})$$

Nếu bỏ qua độ biến dạng đàn hồi dải cán, khi mà

độ dày của nó nhỏ hơn so với bán kính các trục, thì ta sẽ có biểu thức để tính chiều dài cung cặp có xét đến độ nén đàn hồi chỉ của các trục

$$x_2 = \frac{8(1 - \nu^2)}{\pi E} R_p \quad (\text{III.119})$$

Đối với các trục thép, nếu lấy $E = 2,2 \cdot 10^4 \text{ kgf/mm}^2$ và $\nu = 0,3$, ta có

$$x_2 = \frac{PR}{820} \text{ mm} \quad (\text{III.120})$$

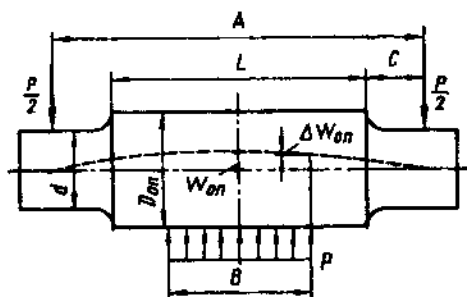
Đối với các trục cacbitvonfram $E = 0,64 \cdot 10^4 \text{ kgf/mm}^2$

$$x_2 = \frac{PR}{2460} \text{ mm} \quad (\text{III.121})$$

Khó khăn trong việc sử dụng các công thức (III.118 - III.121) là ở chỗ cần phải biết p , trị số này phải được tính toán theo chiều dài cung cặp l_c . Cho nên p được xác định bằng phương pháp phép lặp (phép xấp xỉ liên tục).

Các kết quả so sánh số liệu thực nghiệm với số liệu tính toán theo các công thức (III.119 - III.121), nghĩa là không xét đến độ biến dạng đàn hồi, đã cho biết rằng cung cặp đã đo lớn hơn 15 - 30% so với cung cặp tính toán, hơn nữa mức chênh lệch phụ thuộc vào mức ép lún dải cán.

A.A. Korolev đưa ra biểu thức để xác định chiều dài tiếp xúc thực l_c (hoặc thông số $m_c = \mu \frac{l_c}{h_{cp}}$) có xét đến sức căng, nhưng không tính độ biến dạng đàn hồi.



Hình III.29. Sơ đồ tính toán các trục của máy cân hai trục

$$m_c = m \sqrt{1 + b(e^{m_c} - 1)} \quad (\text{III.122})$$

hoặc $l_c = l \sqrt{1 + b(e^{m_c} - 1)}$

ở đây $b = \frac{8(1 - \nu^2)}{\pi E_1} \left(2\tau_{cp} - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2} \right) \frac{2 - \varepsilon}{\mu \varepsilon}$ (III.123)

μ - hệ số ma sát; σ_0, σ_1 - sức căng trước và sức căng sau

Các độ võng các trục. Trong các máy cân hai trục, các trục bị cong (võng) do tác động của lực cân, giống như dầm đặt trên hai gối đỡ, trong các máy cân nhiều trục, các trục làm việc và các trục đỡ trung gian bị uốn như là các dầm đặt trên để đàn hồi.

Đối với các trục trên hai gối đỡ (hình III.29), A.I Xelicov đã tìm ra biểu thức độ võng phần giữa thân trục so với gối đỡ có xét đến các mômen uốn và các lực cắt.

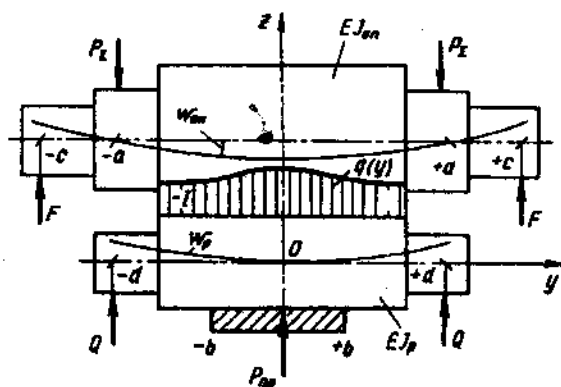
$$\omega_{on} = \frac{P}{18,8ED_{on}^4} \left[8A^3 - 4AB^2 + B^3 + 64C^3 \left(\frac{D_{on}^4}{d} - 1 \right) \right] + \frac{P}{G\pi D_{on}^2} \left[2C \left(\frac{D_{on}}{d} \right) + \frac{L}{2} \right] \quad (III.124)$$

Mức chênh lệch các vồng ở giữa thân trục và ở mép dải, tạo ra sự khác nhau về độ dày theo chiều ngang, là

$$\Delta\omega_{on} = \frac{P}{18,8ED_{on}^4} (12AB^2 - 7B^3) + \frac{P}{G\pi D_{on}^2} \frac{B}{2} \quad (III.125)$$

Mức chênh lệch giữa ω_{on} và $\Delta\omega_{on}$ đặc trưng độ uốn thân trục so với các gối đỡ. Trong các biểu thức trước đây, áp suất cán phân bố đều theo chiều rộng dải, đó là cách giải gần đúng.

Đối với các trục có chiều dài lớn hơn nhiều so với bán kính (với $l > (2 - 3) R$) hoặc đối với các trục tì của



Hình III.30. Sơ đồ tính toán các trục của máy cán bốn trục

máy nhiều trục, tải trọng $q(y)$ thường phân bố không đều theo chiều dài thân trục (hình III.30). Có thể xác định độ võng tại một điểm bất kỳ theo chiều dài thân trục bằng biểu thức

$$\begin{aligned}\omega_{\text{on}y} = & \frac{1}{EI_{\text{on}}} \left(\frac{a}{4} + \frac{ay}{12} - \frac{y^2}{4} - \frac{y^3}{12a} \right) \int_{-1}^{+1} (a - \eta) q(\eta) d\eta - \\ & - \frac{1}{EI_{\text{on}}} \left(\frac{1}{2} + \frac{y}{2a} \right) \int_{-1}^{+1} \frac{(a - \eta)^3}{6} q(\eta) d\eta + \\ & + \frac{1}{EI_{\text{on}}} \int_{-1}^{+1} \frac{(y - \eta)^3}{6} q(\eta) d\eta \quad (\text{III.126})\end{aligned}$$

Độ võng các trục tì do các lực chống uốn F , mà được đặt vào các cổ trục dài tại các điểm $y = \pm c$ (xem phần 20, chương III) là

$$\omega_{\text{on}}^{F(y)} = \frac{F}{2} (c - a)(y^2 - a^2) \quad (\text{III.127})$$

Mức chênh độ võng trục tì ở giữa thân trục và ở mép dải cán do lực chống uốn là

$$\Delta\omega_{\text{on}}^F = \frac{Fb^2}{2} (c - a) \quad (\text{III.128})$$

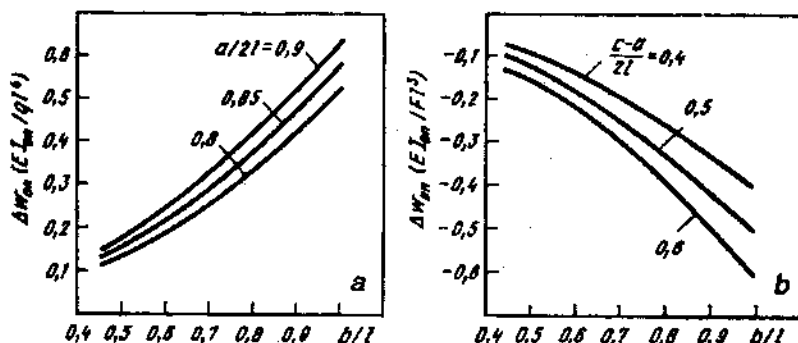
Trên hình III.31 trình bày các đường độ võng tương đối của trục tì do lực cán và do lực chống uốn tạo ra.

Có trục làm việc hoặc các trục tì trung gian (xem hình III.30) bị uốn do tác động của áp suất kim loại cán $p(y)$ và của áp suất giữa các trục $q(y)$.

Có thể đặt các lực uốn bất buộc vào các cổ trục (xem phần 20, chương III). Khi các tải trọng phân bố tùy ý

thì mức chênh độ võng trực làm việc so với mép dải cán, có xét đến lực chống uốn, sẽ là

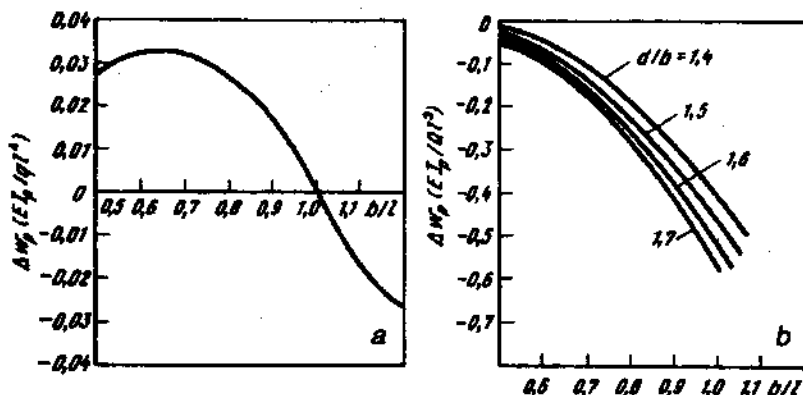
$$\Delta w_p(y) = \frac{Q}{EI_p} \left(\frac{y^2 d}{2} + \frac{y^3}{6} \right) - \frac{1}{EI_p} \left[\int_{-b}^0 \frac{y t^2}{2} p(t) dt + \right. \\ \left. + \int_{-b}^y \frac{(y-t)^3}{6} p(t) dt + \int_{-1}^0 \frac{y t^2}{2} q(t) dt - \int_{-1}^y \frac{(y-t)^3}{6} q(t) dt \right] \quad (\text{III.129})$$



Hình III.31. Độ uốn tương đối trực ti
a) Do lực cán tạo ra; b) Do lực chống uốn

Mức chênh độ võng theo bề rộng dải cán cho trường hợp áp suất đều giữa các trục và cho áp suất cán

$$\Delta w_p = \frac{p l^4}{4 EI_p} \left(\frac{b}{l} \right)^3 \left(\frac{1}{6} \frac{b^2}{l^2} - \frac{7}{6} \frac{b}{l} + 1 \right) + \\ + \frac{Q l^3}{EI_p} \left(\frac{b}{l} \right)^2 \left(\frac{1}{24} \frac{b^2}{l^2} - \frac{1}{2} \frac{d}{l} + \frac{1}{4} \right) \quad (\text{III.130})$$



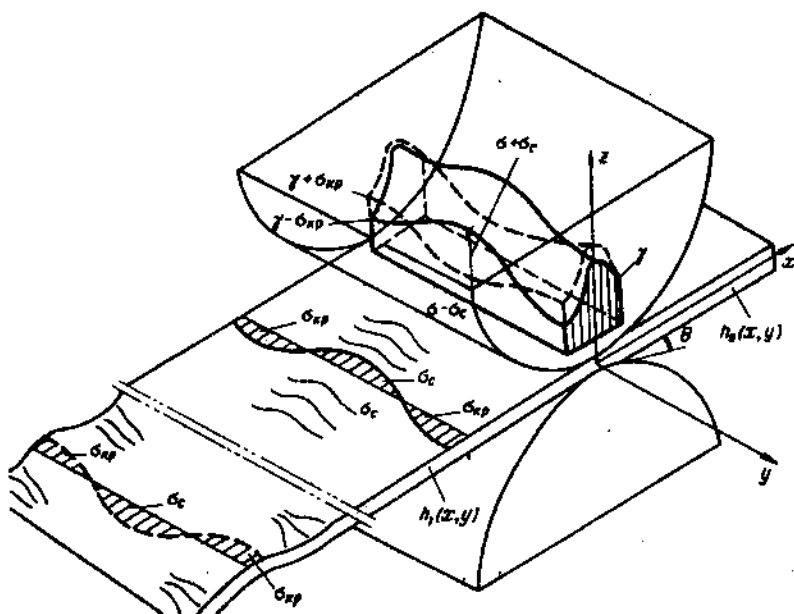
Hình III.32. Độ võng tương đối trục làm việc:
a) Do lực cán; b) Do lực chống uốn

Trên hình III.32 trình bày các đường không thứ nguyên chỉ mức chênh độ võng trục làm việc, tạo ra tính khác nhau về độ dày ngang, khi $Q = 0$ và chỉ có tác động của lực chống uốn. Rõ ràng, độ võng trục làm việc do lực gây ra bằng không (0) khi $b = 1$, âm khi $b > 1$ và dương khi $b < 1$. Trong trường hợp thứ hai, độ uốn cực đại trục làm việc khi $b/l \approx 0,6-0,7$, điều này được khẳng định bằng thực nghiệm.

17. SỰ PHÂN BỐ CÁC ỨNG SUẤT THEO CHIỀU RỘNG KIM LOẠI CÁN, CÓ XÉT ĐẾN ĐỘ ĐÀN HỒI CÁC TRỤC CÁN

Các ứng suất σ_x và σ_y , p theo chiều rộng kim loại cán (theo trục y) được xác định căn cứ vào các phương trình cân bằng và vào điều kiện dẻo theo các biểu thức, mà đã được trình bày trong phần 8 chương III.

Khi đó có thể trung bình hóa các ứng suất và các độ



Hình III.33. Biểu đồ áp suất tiếp xúc $p(x, y)$ khi dải cán có độ dày không đều

biến dạng theo trục x . Độ dày biến đổi theo trục y của dải cán trong vùng biến dạng được định ra dưới dạng các phương trình (III.109), phụ thuộc vào sự phân bố các tải trọng tiếp xúc.

Lực cán được xác định theo các biểu thức đã trình bày trong phần 8 chương III. Sử dụng biểu thức dùng cho các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trong trường hợp khối (III.46 - III.48) ta có thể xác định các ứng suất dọc $\sigma_x(y)$ theo chiều rộng dải cán căn cứ vào điều kiện dẻo

(III. 35). Khi đó để xác định các hàm $p(y)$, $\sigma_x(y)$ và $h(y)$ có thể sử dụng hệ phương trình (III.35), (III.46) - (III.48), (III.49), hệ phương trình này được giải một cách thuận lợi bằng phương pháp phép xấp xỉ liên tục.

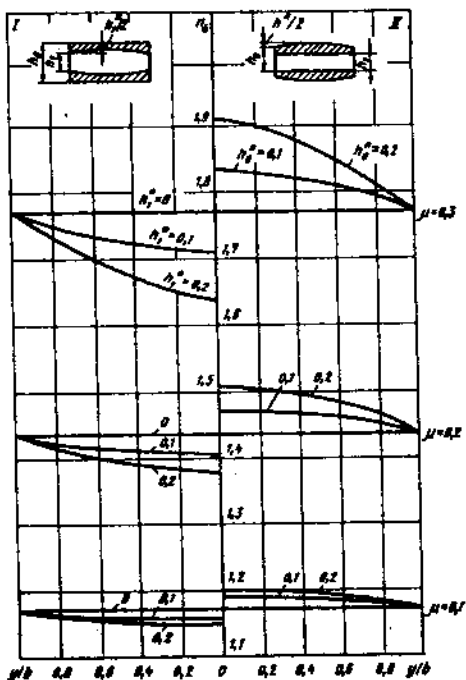
Khi tính xấp xỉ lần đầu, độ dày dải cán và áp suất tiếp xúc được xác định theo các phương trình (III.109) và (III.46) - (III.48) không tính đến độ võng các trục. Với các trị số $p(x,y)$ mới tìm ra, ta xác định các độ võng và độ bẹt các trục cán theo các biểu thức (III.112) - (III.114), (III.129) - (III.130) và thực hiện phép xấp xỉ thứ hai đối với độ dày dải cán, sau đó thực hiện phép xấp xỉ thứ hai đối với áp suất cán tiếp xúc. Cứ cho rằng ở mỗi bước bất kỳ ta có được n phép xấp xỉ độ dày dải cán $h^{(n)}(x, y)$. Theo các biểu thức (III.46) - (III.48) ta thực hiện n phép xấp xỉ đối với $p^{(n)}(x, y)$. Sau đó ta có n phép xấp xỉ $\omega_p^{(n)}$ ta thực hiện n phép xấp xỉ đối với cung cấp $l_c^{(n)}$ và lực toàn phần $P^{(n)}$. Tiếp đó ta có $(n + 1) - e$ phép xấp xỉ độ dày dải cán

$$h^{(n+1)} = S^0 + \frac{P^{(n)}}{M_k} + \omega_p^{(n)} \quad (\text{III.131})$$

Ta thực hiện $(n+1) - e$ phép xấp xỉ đối với áp suất pháp tuyến tiếp xúc $p^{(n+1)}(x, y)$ v.v....

Trong trường hợp biến dạng khối kim loại nói trên, $h(x, y)$ là hàm của hai biến số, còn các hàm $h_0(y)$, $h_1(y)$, $\sigma_0(y)$, $\sigma_1(y)$ được định trị bởi các biến số theo tọa độ y .

Trên hình III. 33 trình bày các biểu đồ tính toán ứng suất pháp tuyến tiếp xúc $p(x, y)$ khi sức căng phân bố không đều. Trong tính toán chỉ xem xét các ứng suất dư không đều theo chiều rộng dải cán. Trong trường



Hình III.34. Tính không đều hệ số trạng thái ứng suất theo chiều rộng dải cán.

hợp cán dải tiết diện hình hộp, ở các mép có các ứng suất kéo σ_{kp} , còn ở giữa - các ứng suất nén σ_c . Khi đó các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc giảm ở các mép và tăng ở giữa dải. Trong trường hợp cán dải hình sóng thì các ứng suất nén tác động theo các mép, còn ở giữa - các ứng suất kéo. Khi đó các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc tăng lên ở các mép và giảm đi ở giữa dải.

Khi phân tích tính không đều phân bố độ giãn dài hoặc ép lún theo chiều rộng dải cán, người ta chia ra hai trường hợp. Trường hợp thứ nhất - cán dải có độ

dày ngang không đều h_1^n từ phôi cán hình chữ nhật. Khi đó độ ép lún theo bề rộng dải (theo trục y).

$$\Delta h(y) = h_0 - h_1 - h_1^n$$

Trường hợp thứ hai - cán dải có độ dày ngang đều từ phôi cán có độ dày không đều h_0^n và các độ ép lún

$$\Delta h = h_0 - h_1 - h_1^n$$

Trong đó tỉ số l/h là hàm chiều rộng dải cán

$$\frac{1}{h} = \frac{2\sqrt{R}\sqrt{h_0 - h_1 \pm h^n}}{h_0 + h_1 + h^n}$$

Hệ số trạng thái ứng suất $n'd$ (xem phần 4, chương IV) thay đổi tương ứng theo chiều rộng dải cán. Trên hình III. 34 trình bày số liệu tính toán sự thay đổi $n'd$ tùy theo tọa độ y/b theo chiều rộng dải cho trường hợp thứ nhất (I) và trường hợp thứ hai (II) khi cán dải có $h_0 = 5\text{mm}$, $h_1 = 4\text{mm}$, $\mu = 0,1+0,3$.

Tính không đều các độ ép lún theo chiều rộng dải thực sự ảnh hưởng đến trạng thái ứng suất các dải rộng khi cán với các hệ số ma sát lớn hơn 0,1 và với các độ ép lún lớn.

18. MỨC KHÔNG ĐỀU ĐỘ DÀY DỌC VÀ NGANG CỦA CÁC DẢI CÁN

Nếu trong quá trình cán, các điều kiện bị thay đổi, dẫn tới sự thay đổi độ hở ban đầu giữa các trục cán và thay đổi lực cán, thì mức không đều độ dày dọc sẽ xuất hiện theo trục x , còn theo trục y - mức không đều độ dày ngang, đó là

$$dh(x) = dS + \frac{dP}{M_K^P} + \frac{dN_i}{M_K^N} \quad (\text{III.132})$$

$$dh^n(y) = d(\Delta S) + \frac{dP}{M_B^P} + \frac{dN_i}{M_B^N} \quad (\text{III.133})$$

Ở đây M_K^N và M_B^N - các hệ số cứng của giá cán và của hệ thống trục khi có tác động của các lực điều chỉnh bất kỳ N_i ; M_K^P , M_B^P - cũng vậy, khi có tác động của lực cán; S - độ hở biến đổi giữa các trục; ΔS - biên dạng biến đổi của các trục cán.

Sự thay đổi lực cán phụ thuộc vào nhiều yếu tố (xem chương IV) ví dụ phụ thuộc vào sự thay đổi độ dày phôi cán dh_0 và sản phẩm cán dh_1 , vào sức bền biến dạng $d\sigma$, sự biến đổi sức căng $d\sigma_{0,1}$ hệ số ma sát $d\mu$, các lực điều chỉnh độ dày và biến dạng các trục cán dN_i và vào các yếu tố khác.

Sự thay đổi lực cán dưới dạng vi phân là

$$dP = \frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0 + \frac{\partial P}{\partial h_1} dh_1 + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{\partial P}{\partial N} dN \quad (\text{III.134})$$

Từ các điều kiện (III. 132) và (III. 134) rút ra được biểu thức tính mức không đều độ dày dọc khi cán.

$$dh_1 = \frac{1}{M_K^P + \frac{\partial P}{\partial h_1}} \left(\frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0 + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{M_K^P}{M_K^N} dN \right) \quad (\text{III.135})$$

Tương tự, để tính sự thay đổi mức không đều độ dày ngang

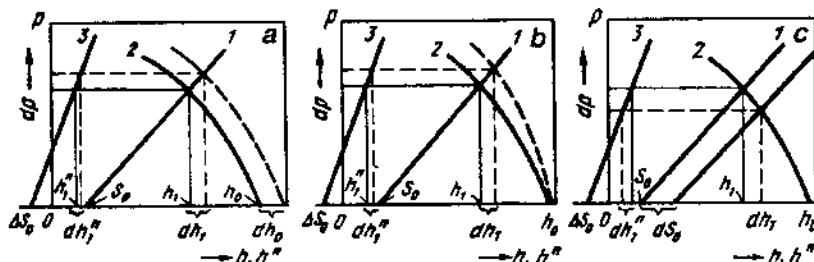
$$dh_1^n = \frac{1}{M_B^p + \frac{\partial P}{\partial h_1^n}} \left(\frac{\partial P}{\partial h_0^n} dh_0^n + \frac{\partial P}{\partial \sigma} d\sigma + \dots + \frac{M_B^p}{M_B^N} dN \right) \quad (\text{III.136})$$

Ảnh hưởng của mức không đều độ dày phôi cán đối với mức không đều độ dày đầu ra được xác định theo biểu thức.

$$dh_1 = \frac{1}{M_K^p + \frac{\partial P}{\partial h_1}} \frac{\partial P}{\partial h_0} dh_0 \quad (\text{III.137})$$

Còn ảnh hưởng của mức không đều độ dày ngang phôi cán đối với mức không đều độ dày ngang ở đầu ra - theo biểu thức tương tự, rút ra từ phương trình (III.136).

Các đạo hàm riêng có trong các biểu thức (III.134) - (III.136), được gọi là các hệ số truyền công nghệ, đặc trưng sự ảnh hưởng của các thông số quá trình cán đối với mức không đều độ dày.



Hình III.35. Ảnh hưởng của các thông số cán đối với mức không đều độ dày dọc và ngang

Trên hình III.35 trình bày ảnh hưởng về mặt hình học của các thông số thay đổi hình dạng đối với mức

không đều độ dày sản phẩm cán. Đường 1 là mối liên hệ của độ dày dải cán và lực cán có tính đến độ cứng giá cán $h_1 = S_0 + (P/M_k)$. Nếu giá cán có độ cứng tuyệt đối, đường 1 nằm thẳng đứng và độ dày đầu ra bằng trị số độ hở ban đầu S_0 . Đường 2 là quan hệ phụ thuộc giữa lực cán và độ dày $P = f(h)$. Điểm giao nhau các đường 1 và 2 ấn định độ dày đầu ra h_1 có tính đến độ đàn hồi giá cán. Đường 3 là mối liên hệ hình học của mức không đều độ dày dải cán và lực cán có tính đến độ cứng các trục cán $h^n = \Delta S_0 + (P/M_B)$.

Nếu trong quá trình cán, độ dày thay đổi một lượng là dh_0 (hình III.35), thì đường 2 cũng chuyển dịch đi một lượng như vậy dọc trục hoành (đường đứt). Diễn ra sự thay đổi lực toàn phần dP , độ dày đầu ra của dải cán dh_1 và mức không đều độ dày ngang dh_1^n . Nếu trong quá trình cán, trị số σ thay đổi, thì đường 2 thay đổi nghiêng và cắt trục h tại điểm h_0 (đường đứt trên hình III.35,b). Trong trường hợp này cũng thay đổi cả lực toàn phần, độ dày đầu ra dh_1 và mức không đều độ dày ngang dh_1^n . Nếu độ hở ban đầu thay đổi một lượng là dS_0 thì đường 2 không thay đổi vị trí của mình, còn đường 1 chuyển dịch song song đường nằm ngang cũng với một lượng như vậy (hình III.35,c).

Khi đánh giá mức không đều độ dày dọc và ngang người ta có sử dụng các hệ số cân bằng (không điều chỉnh độ hở giữa các trục cán).

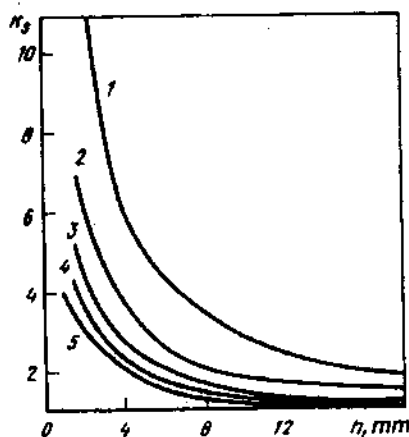
Hệ số cân bằng mức không đều độ dày dọc là tỉ số giữa mức không đều độ dày đều nào dh_0 và mức không đều độ dày đầu ra dh_1 :

$$k_B = \frac{dh_0}{dh_1}$$

Hệ số này là chỉ số định lượng cần hiệu chỉnh mức không đều độ dày dải cán, được thực hiện bằng giá cán.

Hiệu quả điều chỉnh mức không đều độ dày bằng lực điều chỉnh bất kỳ N_i được đánh giá có sử dụng hệ số truyền k_{SN} , hệ số này là tỉ số giữa tác động điều chỉnh dN và mức thay đổi độ dày đầu ra dh_1 .

Nếu cho rằng việc điều chỉnh độ dày được thực hiện không chỉ bằng các lực điều chỉnh bổ sung, mà bằng tác động bất kỳ lên mức thay đổi độ hở ban đầu giữa các trục cán, thì hệ số truyền của giá cán K_s được xác định như là tỉ số của mức thay đổi độ hở giữa các trục cán và mức thay đổi độ dày đầu ra dh_1 .



Hình III.36. Quan hệ phụ thuộc giữa K_s và chiều dày vật cán với $M_k = 200$ t/mm (1); 400 (2); 600(3); 800(4); 1000(5)

Các công thức tính toán các hệ số này được trình bày trong bảng III.3.

Trong các công thức này có các trị số độ cứng của giá cán M_k , của hệ thống trục cán M_B và độ cứng của dải cán M_n . Độ cứng đàn hồi - dẻo của dải được tính như là đạo hàm của quan hệ phụ thuộc giữa lực cán và độ dày dải cán khi ép lún $P = f(h)$ có sử dụng các biểu thức

Bảng III.3: TÍNH TOÁN CÁC HỆ SỐ TRUYỀN

Định nghĩa	Công thức tính toán	Dạng điều chỉnh
$k_B = \frac{dh_o}{dh_1}$	$k_B = 1 + \frac{M_K^p}{M_\Pi}$	Không điều chỉnh
$k_S = \frac{dS}{dh_1}$	$k_S = 1 + \frac{M_\Pi}{M_K^p}$	Điều chỉnh độ hở một lượng dS
$k_{SN} = \frac{dN}{dh_1}$	$k_{SN} = M_K^N \left(1 + \frac{M_\Pi}{M_K^p} \right)$	Điều chỉnh độ hở bằng lực dN
$k_B^\Pi = \frac{dh_o^\Pi}{dh_1^\Pi}$	$k_B^\Pi = 1 + \frac{M_B^p}{M_\Pi} \frac{dh_1^\Pi}{dh_1}$	Không điều chỉnh
$k_S^\Pi = \frac{d(\Delta S)}{dh_1^\Pi}$	$k_S^\Pi = 1 + \frac{M_\Pi}{M_B^p} \frac{dh_1}{dh_1^\Pi}$	Điều chỉnh biên dạng các trục cán một lượng d(ΔS)
$k_{SN}^\Pi = \frac{dN}{dh_1^\Pi}$	$k_{SN}^\Pi = M_B^N \left(1 + \frac{M_\Pi}{M_B^p} \frac{dh_1}{dh_1^\Pi} \right)$	Điều chỉnh biên dạng các trục cán bằng lực dN
$k_S^c = \frac{dh_1}{dh_1^\Pi}$	$k_S^c = \frac{k_S^\Pi - 1}{k_S - 1} \frac{M_B}{M_K}$	Điều chỉnh phối hợp độ hở và biên dạng các trục cán.

trình bày trong chương IV. Cụ thể, với các độ ép lún nhỏ, độ cứng dải cán là $M_n = \Delta P / \Delta h$.

Hệ số cứng giá cán được tính toán như là tỉ số của lực cán và mức thay đổi độ hở giữa các trục cán, hệ số cứng các trục cán - như là tỉ số của lực cán và mức thay đổi biên dạng đường sinh các trục cán.

Hệ số K_s cho biết rằng mức thay đổi độ hở cần thiết giữa các trục cán lớn hơn mức thay đổi độ dày một lượng, mà phụ thuộc vào tỉ số các độ cứng của giá cán và của dải cán. Trên hình III.36 và III.37 trình bày các quan hệ phụ thuộc giữa hệ số K_s và độ dày dải cán và độ cứng giá cán.

Hiệu quả của hệ thống điều chỉnh biên dạng trục cán được đặc trưng bằng hệ số truyền của giá cán k_s^n khi điều chỉnh mức không đều độ dày ngang, hệ số này là tỷ số của mức thay đổi biên dạng các trục $d(\Delta S)$ và mức thay đổi dh_1^n .

Ảnh hưởng của mức không đều độ dày ngang phối cán đối với mức không đều độ dày đầu ra được đặc trưng bằng hệ số cân bằng mức không đều độ dày ngang k_B^n , mà được xác định như là tỷ số của các chênh lệch mức không đều độ dày ngang đầu vào và đầu ra.

$$k_B^n = \frac{dh_o^n}{dh_1^n}$$

Hệ số cân bằng cho biết mức không đều độ dày ngang thay đổi như thế nào sau khi ép lún trong giá cán. Nếu $k_B^n > 1$ thì giá cán làm giảm mức không đều độ dày ngang, nếu $k_B^n < 1$ thì làm tăng nó. Khi $k_B^n = 1$ mức không đều độ dày ngang không thay đổi, điều này là

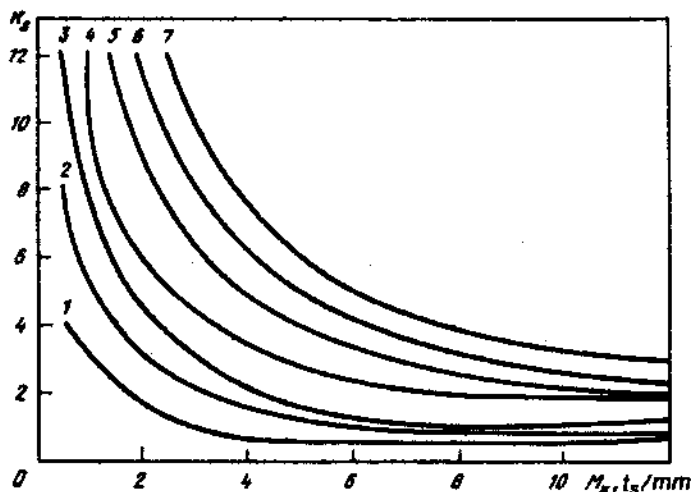
quan trọng trong việc bảo đảm sự cán ra tốt nhất (mà vẫn có độ ép lún đều theo chiều rộng dải cán). Trường hợp này là đặc trưng nhất cho các máy cán nguội liên tục.

Trong bảng III.3 cũng trình bày cả hệ số điều chỉnh mức không đều độ dày phối hợp k_s^c , hệ số này là tỷ số giữa dh_1 và dh_1^n .

Khi khảo sát thực nghiệm mức không đều độ dày các dải cán, người ta xem xét các đặc điểm thống kê mức không đều độ dày: kỳ vọng toán học $M(h)$, độ phân tán $D(h)$, sai lệch quân phương $\sigma(h)$.

Trong bảng III. 4 trình bày các đặc điểm thống kê mức không đều độ dày dọc và ngang của các dải cán nóng trên các máy cán dải rộng 1700, 2000, 2500.

Trong bảng III.5 trình bày các đặc điểm thống kê



Hình III.37. Sự phụ thuộc K_s vào độ cứng các giá cán N°1 - N°7 (các chữ số ở các đường cong của máy cán 2000).

mức không đều độ dày dọc và ngang của các dải cán nguội trên các máy cán 1700.

BẢNG III.4. MỨC KHÔNG ĐỀU ĐỘ DÀY, DỌC VÀ NGANG CÁC DẢI CÁN NÓNG

Máy cán nóng dải rộng	Dải mm x mm	Mức không đều độ dày dọc		Mức không đều độ dày ngang	
		M(h) mm	$\sigma(h)$ mm	M(h) mm	$\sigma(h)$ mm
1700 Nhà máy Jdannovxki	2 × 1250	$\frac{0,19}{0,18}$	$\frac{0,09}{0,08}$	0,073	0,045
	2,5 × 1250	$\frac{0,20}{0,15}$	$\frac{0,09}{0,09}$	0,065	0,042
	3,0 × 1250	$\frac{0,17}{0,13}$	$\frac{0,07}{0,06}$	0,055	0,039
	3,5 × 1250	$\frac{0,16}{0,14}$	$\frac{0,09}{0,09}$	0,061	0,031
	4,0 × 1250	$\frac{0,16}{0,13}$	$\frac{0,09}{0,16}$	0,062	0,036
2000 HLM3	1,2 × 1050	0,129	0,02	0,04	0,014
	1,5 × 1050	0,195	0,03	0,045	0,01
	2,0 × 1050	0,14	0,01	0,04	0,017
2500 MMK	4,0 × 1050	0,231	0,041	0,016	0,02
	2,0 × 1500	0,19	0,026	0,06	0,052
	2,5 × 1240	0,16	0,031	0,06	0,085
	3,0 × 1400	0,16	0,029	0,056	0,011
	3,5 × 1400	0,18	0,029	0,07	0,010

Tử số - Mức chênh độ dày ở cuối dải và giữa dải,
 Mẫu số - Mức chênh độ dày ở đầu dải và giữa dải cán.

BẢNG III.5. MỨC KHÔNG ĐỀU ĐỘ DÀY CÁC DẢI CÁN NGUỘI

Máy cán nguội dải rộng	Dải mm x mm	Mức không đều độ dày dọc		Mức không đều độ dày ngang	
		M(h) mm	$\sigma(h)$ mm	M(h) mm	$\sigma(h)$ mm
1700 Nhà máy Jdannovxik	0,5 x 1020	0,09	0,018	0,022	0,005
	1,4 x 1030	0,077	0,021	0,0285	0,01
1700 Nhà máy Tsenovexki	0,5 x 1020	0,1	0,017	0,025	0,003
	0,9 x 1270	0,12	0,015	-	-
	1,0 x 1020	0,09	0,019	0,03	0,01
	1,2 x 1370	0,14	0,013	-	-

Mức không đều độ dày thép tấm là đặc điểm chính xác của sự cán. Về nhóm, người ta phân biệt gồm các nhóm độ chính xác cao (nhóm A) và độ chính xác bình thường (nhóm B), được đánh giá theo tiêu chuẩn quốc gia (Nga) 19903-74 cho thép tấm cán nóng và theo tiêu chuẩn QG 19904-74 cho thép tấm cán nguội.

19. ĐỘ ỔN ĐỊNH HÌNH DẠNG VẬT CÁN

Độ ổn định hình dạng vật cán, như trong các trường hợp kinh điển các thanh bị nén, được hiểu như là tính chất giữ nguyên hình dạng của vật cán khi có các tác động bên ngoài biến thiên. Chẳng hạn, hình dạng cân bằng ban đầu của tấm cán - phẳng.

Các độ sai lệch hình dáng các tấm và các dải khi cán so với hình dạng phẳng được gọi là độ gợn sóng (khuyết tật theo các mép) hoặc là độ phồng (khuyết tật

ở giữa chiều rộng). Các khuyết tật này phát sinh do các độ ép lún và độ giãn dài không đều theo chiều rộng các dải cán, dẫn tới các ứng suất dọc không đều $\sigma(y)$ theo chiều rộng, nghĩa là chúng phát sinh vì những lý do giống như phát sinh mức không đều độ dày ngang. Độ không đều giãn dài và căng theo chiều rộng các dải cán khi đạt tới trị số tới hạn thì thoát đầu sẽ dẫn tới sự mất ổn định đàn hồi, sau đó dẫn tới sự mất độ ổn định dẻo hình dạng các dải, do đó tạo ra bề mặt gợn sóng gần giống hình sin cả theo trục x , lẫn theo trục y .

Nếu muốn sử dụng được các tấm thì độ phẳng và độ gợn sóng của chúng phải là cực tiểu. Độ sai lệch phẳng cho dập nguội là không quá 8mm đối với các tấm rộng tới 1500mm và không quá 12mm đối với các tấm rộng từ 1500 đến 1800mm. Do độ gợn sóng và độ phẳng nên khi dập các sản phẩm hình thành các nếp gấp. Do độ cong các mép dải và độ gợn sóng mà quần không khít các cuộn dải cán, đó là nguyên nhân gây ra sự tạo hình xấu các ống hàn và các sản phẩm định hình cong.

Độ phẳng của dải được đặc trưng bằng biên độ gợn sóng tính bằng milimet trên 1m chiều dài dải hoặc tấm. Biên độ sóng được đo trên bản phẳng bằng thước hoặc bằng các khí cụ đo khi không có sức căng. Để kiểm tra hình dạng các tấm mỏng chất lượng cao người ta sử dụng các tấm kiểm có các bộ hút chân không.

Các độ sai lệch phẳng là một trong các chỉ số chất lượng thép tấm, theo yêu tiêu chuẩn 19903-74 và 19904 - 74 (Nga) được chia ra gồm thép có độ phẳng đặc biệt cao (ΠО), cao (ΠВ), hoàn thiện (ΠУ) và bình thường (ΠН) (bảng III.6).

BẢNG III.6. ĐỘ PHẪNG THÉP TẤM

Nhóm độ phẳng	Độ dày thép cán nóng, mm (TCQG Nga 19904-74)			Chiều rộng thép cán nguội, mm (TCQG Nga 19904 -74)			
	0,5-1,4	1,5-3,9	> 0,4	≤ 1000	1000 - 1500	> 1500- 1800	> 1800
ΠΟ	8	8	5	4	5	6	8
ΠΒ	10	10	8	8	8	10	10
ΠΥ	15	12	10	10	12	15	15
ΠΗ	20	15	12	12	15	18	20

Hình dạng F của dải về định lượng được xác định bằng biểu thức

$$\Phi = \frac{\Delta l}{l_b} 10^4 \quad (\text{III.145})$$

Ở đây l - chiều dài đoạn dải cán; Δl - mức chênh lệch các độ giãn dài theo chiều rộng dải cán.

Dưới đây trình bày sự phụ thuộc Φ vào biên độ sóng

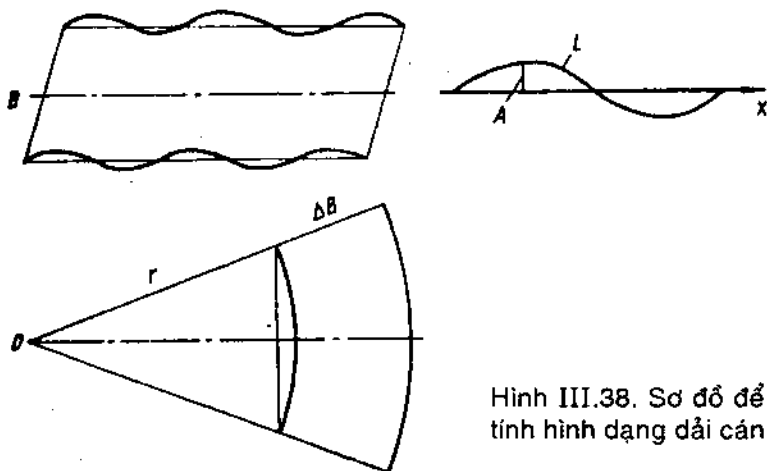
Φ...	0,020 - 0,1	0,1 - 1	1 - 2
Biên độ, mm/mm...	4	4 - 8	8 - 12

Nếu đo Δl trên đoạn chiều rộng dải Δb (hình III. 38), thì thông số hình dạng dải cán là

$$\Phi = \frac{l}{l\Delta b} = \frac{1}{r} \quad (\text{III. 146})$$

Mức thay đổi thông số hình dạng dải cán bằng độ cong 1/r của phần dải cắt ra. Thông số hình dạng bằng 1 tương ứng bán kính r = 10⁴ cách mạng của phần dải có chiều rộng 1cm.

Cần phân biệt độ gợn sóng ẩn và độ gợn sóng hiện. Độ gợn sóng ẩn có trong các máy cân ngụy liên tục tốc độ cao và người đứng máy không thấy được do tác động cân bằng của sức căng. Trong trường hợp này việc đo hình dạng dải dựa vào việc đo các thông số gián tiếp của độ gợn sóng, cũng như dựa vào việc đo các sức căng dọc riêng theo chiều rộng dải cân.



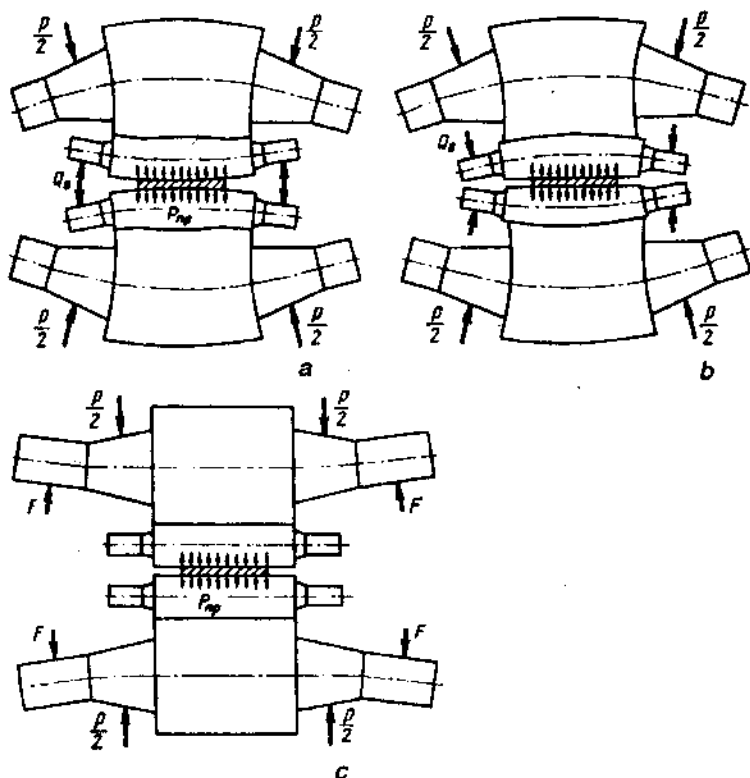
Hình III.38. Sơ đồ để tính hình dạng dải cân

20. ĐIỀU CHỈNH CÁC KÍCH THƯỚC HÌNH HỌC CỦA VẬT CÂN

Người ta sử dụng các phương pháp khác nhau để nâng cao độ chính xác cân. Như đã thấy qua các phương trình (III.135), (III.136), có thể giảm mức không đều độ dày dọc và ngang bằng cách nâng cao độ cứng giá cân M_k và độ cứng hệ thống trục cân M_B (các phương pháp tĩnh), cũng như bằng cách điều chỉnh ứng suất giá cân và lực cân trục cân (các phương pháp động).

Để tác động lên mức không đều độ dày dọc người ta sử dụng các thiết bị ép kiểu điện cơ, điện thủy lực, thủy lực nhằm điều chỉnh độ hở giữa các trục khi cần.

Các lực điều chỉnh cần thiết để đạt mức không đều độ dày dọc quy định dh được xác định theo biểu thức



Hình III.39. Các sơ đồ uốn bắt buộc các trục làm việc (a, b) và các trục tì (c).

$$dN_i = M_M^N \left(dh - dS - \frac{dP}{M_K^P} \right) \quad (\text{III. 147})$$

Khi đó việc thay đổi hồ giữa các trục cán có xét đến các độ biến dạng nhiệt, độ mòn các trục, các sai sót lắp đặt các trục và các yếu tố khác.

Để tác động lên mức không đều độ dày ngang trong các máy cán tấm người áp dụng rộng rãi sự uốn bất buộc các trục nhằm nâng cao độ cứng uốn và điều chỉnh biên dạng của chúng. Có các sơ đồ khác nhau để đặt lực uốn. Các sơ đồ chính được trình bày trên hình III.39. Các trục làm việc của các máy cán tấm bị uốn bởi các lực được đặt vào các cổ trục ở mặt phẳng thẳng đứng Q_B và ở mặt phẳng nằm ngang Q_r . Các lực Q_B mà hướng về một phía với lực cán P_{np} , được gọi là các lực chống uốn (hình III.39,a), trong trường hợp ngược lại, chúng được gọi là lực uốn phụ (hình III.39,b). Các lực Q_r và Q_B tạo ra các tải trọng phụ trên các ổ trục làm việc và được tiếp nhận bởi áp suất $q(y)$ giữa các trục làm việc và các trục tì (đỡ).

Lực uốn các trục làm việc tại các cổ ở mặt phẳng thẳng đứng được xác định tùy theo lực cán P_{np} , mà được định ra bởi mức không đều độ dày ngang h^n và bởi độ cứng uốn của hệ thống trục:

$$Q_B = M_B^Q \left(\Delta S_o + \frac{P_{np}}{M_B^P} - h^n \right) \quad (\text{III.148})$$

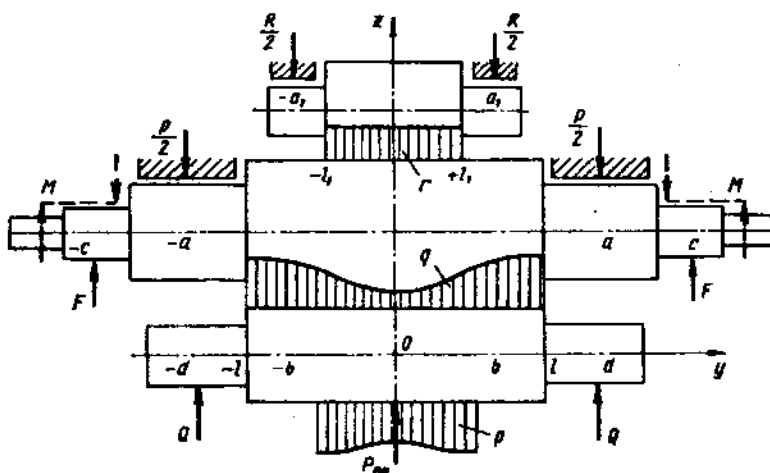
Các trị số cực đại các lực uốn các trục làm việc với mức không đều độ dày ngang bằng không và các trục hình trụ được xác định theo biểu thức

$$Q_B = (M_B^Q / M_B^P) P_{np} \quad (\text{III.149})$$

Các đại lượng này được sử dụng trong thiết kế các hệ thống điều chỉnh biên dạng các trục và trong tính toán các ổ và các cổ trục làm việc. Ta dễ dàng xây dựng quan hệ phụ thuộc $Q_B/P_{np} = f(B/L)$ cho từng kiểu máy cán.

Các trục tì của các máy cán tấm bị uốn theo vòm sơ đồ; bởi các lực F ở mặt phẳng thẳng đứng, đặt vào các cổ kéo dài của các trục, bởi các mômen M hoặc bởi các lực R đặt trực tiếp vào phần trống của các thân trục tì (hình III.40)

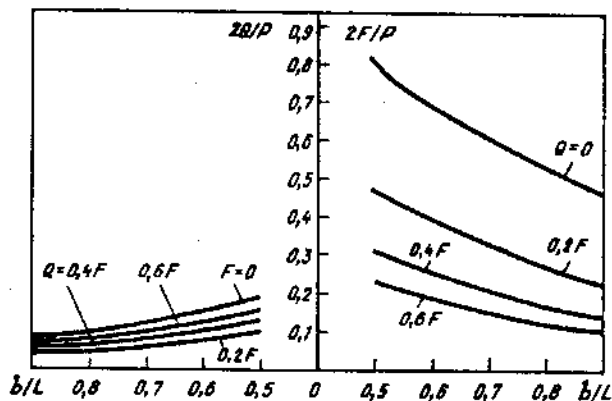
Các lực F hoặc R được tính theo biểu thức



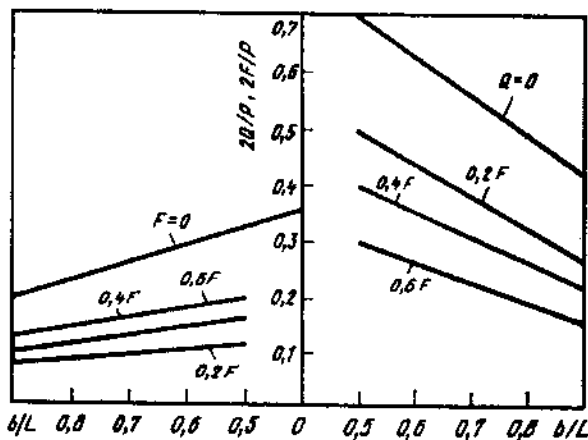
Hình III.40. Sơ đồ tính toán hệ thống trục với các lực uốn bất kỳ đối với các trục

$$F = M_B^F \left(\Delta S_0 + \frac{P_{np}}{M_B^P} - \delta h^n \right) \quad (\text{III.150})$$

Ở đây M_B^F (hoặc M_B^R) - hệ số cứng hệ thống trục từ các lực F (hoặc R).



Hình III.41. Các lực uốn tương đối các trục làm việc $2Q/P$ và các lực uốn tương đối các trục tì $2F/P$ của máy cán 1700



Hình III.42
Các lực uốn
tương đối
các trục làm
việc $2Q/P$
và các lực
uốn tương
đối các trục
tì $2F/P$ của
các máy cán
2000.

Các trị số cực đại của các lực uốn được xác định theo biểu thức

$$F = (M_B^F / M_B^P) P_{np} \quad (\text{III.151})$$

Khi uốn cùng một lúc các trục tì và các trục làm việc thì tỉ số các lực điều chỉnh

$$\frac{F}{Q} = \frac{P_{np}}{Q} \frac{M_B^F}{M_B^P} - \frac{M_B^F}{M_B^Q} \quad \text{hoặc} \quad \frac{Q}{F} = \frac{P_{np}}{F} \frac{M_B^Q}{M_B^P} - \frac{M_B^Q}{M_B^F} \quad (\text{III.152})$$

Như vậy, các lực điều chỉnh và tỉ số của chúng nhờ các sự tác động cùng một lúc của vài lực được quyết định bởi trị số lực cán và các hệ số cứng của hệ thống trục. Qua các biểu thức đã trình bày ta thấy rõ rằng khi chỉ có một dạng lực uốn các trục thì các lực này cần có các trị số lớn. Khi tác động cùng một lúc các lực uốn, ví dụ đối với các trục làm việc và các trục tì thì cần các trị số nhỏ.

Trên các hình III.41 và III.42 trình bày các trị số các lực uốn riêng biệt các trục làm việc ($F = 0$) và các trục tì ($Q = 0$), cũng như khi chúng tác động cùng một lúc đối với các giá cán có chiều dài thân trục 1700 và 2000.

21. CÁC VÍ DỤ TÍNH TOÁN

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Chiều cao ban đầu	h_0 , mm	$h_0 = 100\text{mm}$
Chiều cao cuối cùng	h_1 , mm	$h_1 = 80\text{mm}$
Độ ép lún tuyệt đối	Δh , mm	$\Delta h = h_0 - h_1 = 100 - 80 = 20\text{mm}$
Độ ép lún tương đối	ε , %	$\varepsilon = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{\Delta h}{h_0} = \frac{20}{100} = 0,2 = 20\%$
Chiều dài trung tâm biến dạng	l , mm	$l = \sqrt{r_B \Delta h} = \sqrt{300 \times 200} = 77,4\text{mm}$
Chiều cao trung bình của trung tâm biến dạng	h_{cp} , mm	$h_{cp} = \frac{h_0 + h_1}{2} = \frac{100 + 80}{2} = 90\text{mm}$
Tỷ số giữa chiều dài trung tâm biến dạng và chiều cao trung bình của nó	l/h_{cp}	$l/h_{cp} = 77,4/90 = 0,86$
Góc cấp	α	$\cos \alpha = 1 - \frac{\Delta h}{D} = 1 - \frac{20}{600} = 0,967;$ $\alpha = 14^\circ 42'$
Tỷ số giữa chiều rộng ban đầu trung tâm biến dạng và chiều dài của nó	b_0/l	$b_0/l = 140/77,4 = 1,81$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Hệ số sức căng phía sau	ξ_0	$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_s} = 1 - \frac{1}{9,26} = 0,892$
Hệ số sức căng phía trước	ξ_1	$\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s} = 1 - \frac{0}{9,26} = 1$
Tỉ số giữa chiều cao mặt cắt trung hòa và chiều cao cuối cùng	$\frac{h_H}{h_1}$	$\frac{h_H}{h_1} = e^{\frac{(\xi_0 - \xi_1) \Delta h}{2l}} \sqrt{\frac{h_0}{h_1}} =$ $= e^{\frac{(0,892 - 1) \cdot 20}{2,774}} \sqrt{\frac{100}{80}} = 1,04$
Góc trung hòa	γ	$\sin \gamma = \frac{h_1}{\sqrt{r \Delta h}} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right) =$ $= \frac{80}{77,4} (1,04 - 1) = 0,041$
Độ xoắn	S	$S = \left(\frac{r}{h_1} - 0,5 \right) \frac{h_1^2}{r \Delta h} \left(\frac{h_H}{h_1} - 1 \right) =$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Hệ số xét đến ảnh hưởng của chiều rộng dải cán	C_b	$= \left(\frac{300}{80} - 0,5 \right) \frac{80^2}{300 \cdot 20} (1,04 - 1)^2 = 0,0055$
Hệ số xét đến ảnh hưởng của sức căng phía sau	C_σ	$C_b = 0,6$ $C_\sigma = 1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_\Phi} = 1 - \frac{1}{8,05} = 0,876$
Công thức Al Xelicov để tính độ mở rộng	$\Delta b, \text{ mm}$	$\Delta b = 2C_b C_\sigma \left(\sqrt{r \Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \left(\frac{h_1^2}{\Delta h^2} \times \right.$ $\times \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{h_1}{\Delta h} + \frac{1}{2} \left. \right) = 20,60 \times 0,876 \times$ $\times \left(\sqrt{300 \times 20} - \frac{20}{2 \times 35} \right) \times \left(\frac{80^2}{20^2} \times \right.$ $\times \ln \frac{100}{80} - \frac{80}{20} + \frac{1}{2} \left. \right) = 4,1$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Công thức B.P Bakhtinov	Δb , mm	$\Delta b = 1,15 \frac{\Delta h}{2h_o} \left(\sqrt{r\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) =$ $= 1,15 \frac{20}{2 \times 100} \left(\sqrt{300 \times 20} - \frac{20}{2 \times 0,35} \right) = 5,6$
Công thức S.I. Gubkin	Δb , mm	$\Delta b = \left(1 + \frac{\Delta h}{h_o} \right) \mu \left(\sqrt{r\Delta h} - \frac{\Delta h}{2\mu} \right) \frac{\Delta h}{h_o} =$ $= \left(1 + \frac{20}{100} \right) 0,35 \left(\sqrt{300 \cdot 20} - \frac{20}{2 \cdot 0,35} \right) \frac{20}{100} = 4,1$
Hệ số ép lún	η	$\frac{1}{\eta} = \frac{h_o}{h_I} = 1,25$
Hệ số mở rộng	β	$\beta = \frac{b_I}{b_o} = 1,029$
Hệ số giãn dài	λ	$\lambda = \frac{l_I}{l_o} = \frac{1200}{1000} = 1,2$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Độ biến dạng loga (thực)	$\ln \frac{h_0}{h_1}$	$\ln \frac{h_0}{h_1} = 0,233$
	$\ln \frac{b_1}{b_0}$	$\ln \frac{b_1}{b_0} = 0,029$
	$\ln \frac{l_1}{l_0}$	$\ln \frac{l_1}{l_0} = 0,194$

Ví dụ 1: Hãy xác định độ xoắn, độ mở rộng và hệ số biến dạng khi cán thép 08KП mặt cắt $h_0 \times b_0 \times L = 100 \times 140 \times 1000$ mm trong các trục có đường kính $D_B = 600$ mm với độ ép lún $\varepsilon = 0,2$. Hệ số ma sát $\mu = 0,35$. Số vòng quay các trục cán $n_B = 160$ vòng/phút. Sức căng $\sigma_0 = 1 \text{ kgf/mm}^2$. Sức bền trượt thuần túy $\tau_s = 4,36 \text{ kgf/mm}^2$.

Ví dụ 2. Hãy tính độ chênh các độ võng hai trục tì và làm việc theo chiều rộng dải cán, độ cứng hệ thống trục của máy cán tấm dày bốn trục 3600 và xác định mức không đều độ dày ngang của tấm cán.

Máy cán tấm dày 3600 có đặc điểm hình học như sau, mm (hình III.31): $l = 1800$; $a = 2650$; $D_p = 1150$; $D_{on} = 2300$. Đồng thời cũng biết chiều rộng tấm cán $B = 2b = 3000 \text{ mm}$ và lực cán $P = 4000 \text{ t}$.

Việc tính toán được thực hiện không tính đến độ lỗi nhiệt với điều kiện $\Delta S = 0$, nghĩa là không tạo biên dạng có trục làm việc. Các trục được chế tạo bằng thép có mô đun đàn hồi $E = 2,2 \times 10^4 \text{ kgf/mm}^2$; $\nu = 0,3$ - hệ số Poaxon.

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Hệ số mức chênh độ võng hai trục tỉ theo chiều rộng dải cán	$\overline{\Delta\omega_{on}}$, mm/kgl	$\frac{l^3}{EI_{on}} \left(\frac{b}{1} \right)^2 \left(\frac{a}{2l} - \frac{1}{24} \frac{b^2}{l^2} - \frac{1}{4} \right) =$ $= \frac{1800^3}{2,2 \cdot 10^4 \cdot 1,3 \cdot 10^{12}} \left(\frac{1500}{1800} \right)^2 -$ $- \frac{2650}{2 \cdot 1800} - \frac{1500^2}{24 \cdot 1800^2} - \frac{1}{4} = 6,2 \cdot 10^{-8}$
Hệ số mức chênh độ võng hai trục làm việc theo chiều rộng dải cán	$\overline{\Delta\omega_p}$, mm/kgl	$\frac{l^3}{EI_p} \left(\frac{b}{1} \right)^2 \left(\frac{1}{6} \frac{b^2}{l^2} - \frac{7}{6} \frac{b}{l} + 1 \right) =$ $= \frac{1800^3}{2,2 \cdot 10^4 \cdot 8,5 \cdot 10^{10}} \left(\frac{1500}{1800} \right)^2 \times$ $\times \left(\frac{1500^2}{6 \cdot 1800^2} - \frac{7 \cdot 1500}{6 \cdot 1800} + 1 \right) = 7,8 \cdot 10^{-8}$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Mức chênh lệch độ võng hai trục tì theo chiều rộng dải cán	$\overline{\Delta\omega_{on}}$, mm/kgf	$\overline{\Delta\omega_{on}} P = 6,2 \cdot 10^{-8} \cdot 4,0 \cdot 10^6 = 0,25077$
Mức chênh lệch độ võng hai trục làm việc theo chiều rộng dải cán	$\overline{\Delta\omega_p}$, mm	$\overline{\Delta\omega_p} P = 7,8 \cdot 10^{-8} \cdot 4,0 \cdot 10^6 = 0,31489$
Hệ số đàn hồi	δ , mm ² /kgf	$\delta = 1,522 \sqrt{\frac{PR_{on}R_p}{2EI(R_{on} + R_p)}} =$ $= 1,522 \sqrt{\frac{4 \cdot 10^6 \cdot 1150 \cdot 575}{2 \cdot 2,2 \cdot 10^4 \cdot 1800 \times (1150 + 575)}} =$ $= 9,58$
	k	$k = \frac{2(1 - \nu^2)}{\pi E} \left(\ln \frac{R_{on} + R_p}{\delta} + 0,407 \right) =$ $= \frac{2(1 - 0,3^2)}{3,14 \cdot 2,2 \cdot 10^4} \left(\ln \frac{1150 + 575}{9,58} + 0,407 \right) = 1,4 \cdot 10^{-4}$

Các thông số được tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
Độ cứng hệ thống trục	M_B	$M_B = \frac{1}{\overline{\Delta\omega_p} \left(1 - \frac{1}{2 + \frac{\pi}{4kE}} \right) + \dots + \overline{\Delta\omega_{on}} \frac{1}{2 + \frac{\pi}{4kE}}} =$ $= \frac{1}{7,8 \cdot 10^{-8} \left(1 - \frac{1}{2 + \frac{3,14}{4 \cdot 1,4 \cdot 10^4 \cdot 2,2 \cdot 10^4}} \right) + \dots + \frac{6,2 \cdot 10^{-8}}{2 + \frac{3,14}{4 \cdot 1,4 \cdot 10^4 \cdot 2,2 \cdot 10^4}}} = 14.000$
Mức không đều độ dày ngang	h^{Π} , mm	$h^{\Pi} = \Delta S_0 + \frac{P}{M_B} = 0 + \frac{4 \cdot 10^4}{14000} = 0,2850$

Chương IV

LỰC CÁN

1. CÁC YẾU TỐ ẢNH HƯỞNG CÁC LỰC CÁN

Khi xác định trị số lực cán, người ta thường chỉ xét đến thành phần thẳng đứng, thành phần này, căn cứ vào quy luật phân bố các ứng suất pháp tuyến và tiếp tuyến theo cung cấp khi tính trung bình theo chiều rộng dải cán, gần bằng

$$P = b_{cp} \int_0^1 p_r dx \quad (IV.1)$$

Tìm thành phần nằm ngang (vuông góc với thành phần đứng) X tùy theo hướng lực cán

Trong các tính toán thực tế, trị số lực cán (trước đây gọi là áp suất kim loại trên trục cán) được tính như là tích của ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trung bình (áp suất riêng trung bình) p và hình chiếu ngang diện tích kim loại tiếp xúc với trục cán.

$$P = pF \quad (IV.2)$$

Ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trung bình (áp suất tiếp xúc) được xác định theo phương trình

$$p = \frac{1}{l} \int_0^l p_r dx \quad (IV.3)$$

Đại lượng F phụ thuộc vào các kích thước hình học của trung tâm biến dạng, vào các kích thước trục và dải cán trước và sau khi cán.

Ứng suất pháp tuyến tiếp xúc trung bình phụ thuộc vào hai nhóm yếu tố: Nhóm thứ nhất - các yếu tố quyết định các cơ tính kim loại khi biến dạng dẻo, trong đó có sức bền biến dạng σ ; nhóm thứ hai - các yếu tố ảnh hưởng đến đặc điểm trạng thái ứng suất: ma sát tiếp xúc, các vùng ngoài, sức căng v.v...

Ảnh hưởng các yếu tố nhóm thứ hai đối với các ứng suất chính có thể được biểu hiện dưới dạng tích hai đại lượng, trong đó có, đại lượng thứ nhất γ xét đến ảnh hưởng của ứng suất pháp tuyến chính trung bình σ_2 , đại lượng thứ hai - ảnh hưởng của trạng thái ứng suất. Khi đó ứng suất. Khi đó ứng suất tiếp xúc trung bình là

$$P = \gamma n_0 \sigma \quad (IV.4)$$

Trong biến dạng hai chiều, khi mà có thể bỏ qua độ mở rộng, $\gamma = 1,15$, còn khi cán các dải có độ mở rộng tự do và với tỉ số $b/l \approx 1$ thì $\gamma = 1$. Để xác định γ trong trường hợp biến dạng ba chiều, M.L. Darosinxki đã được ra công thức

$$\gamma = \sqrt{\frac{2(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2}{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}} \quad (IV.5)$$

Trong đó $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ - các độ biến dạng loga

V.S. Smirnov sử dụng thuyết thứ nguyên tìm ra các quan hệ phụ thuộc

$$\left. \begin{aligned} \gamma &= 1 + \frac{\mu}{3} \frac{b_{cp}}{h_{cp}} \quad \text{với} \quad 0 < \frac{b_{cp}}{h_{cp}} \leq \frac{0,465}{\mu}; \\ \gamma &= \frac{2}{\sqrt{3}} = 1,15 \quad \text{với} \quad \frac{b_{cp}}{h_{cp}} \geq \frac{0,465}{\mu} \end{aligned} \right\} \quad (IV.6)$$

Có thể trình bày số hạng thứ hai của phương trình (IV.3) dưới dạng tích bốn hệ số:

$$n_{\sigma} = n_B n'_{\sigma} n''_{\sigma} n'''_{\sigma} \quad (IV.7)$$

ở đây n_B - hệ số xét đến sự thay đổi ảnh hưởng ma sát ngoài do mở rộng dải cán; n'_{σ} - hệ số xét đến ảnh hưởng ma sát ngoài; n''_{σ} - hệ số xét đến ảnh hưởng của các vùng ngoài; n'''_{σ} - hệ số xét đến ảnh hưởng của sức căng hoặc của mức dâng.

2. XÁC ĐỊNH DIỆN TÍCH KIM LOẠI CÁN TIẾP XÚC VỚI CÁC TRỤC

Khi cán các thép hình mặt cắt chữ nhật, diện tích tiếp xúc bằng

$$F = lb_{cp} \quad (IV.8)$$

Chiều rộng trung bình b_{cp} được xác định như là trung bình cộng chiều rộng ở đầu vào các trục b_0 và ở đầu ra khỏi các trục b_1 .

Nếu mép kim loại cán ở vùng biến dạng không phải là đường thẳng mà là cung parabol, thì

$$b_{cp} = b_0 + \frac{2}{3}(b_1 - b_0) \quad (IV.9)$$

Việc xác định trị số cung cấp tùy theo độ ép lún khi cán các thép hình tiết diện chữ nhật, trong đó các trục,

tiếp xúc với kim loại chỉ bằng mặt trụ của mình, đã được xem xét trong phần 2 chương III.

Khi cán kim loại trong các lỗ khuôn cán, ví dụ cán gân tròn, vuông, ô van, diện tích tiếp xúc được xác định bằng đồ thị, bằng phân tích hoặc bằng cách phân tích đồ thị. Trong phương pháp đồ thị người ta vẽ lỗ khuôn cán với ba hình chiếu và dải cán nằm trong khuôn, đặt đường giao nhau của trục với dải cán tiến vào (hình IV.1) và xác định diện tích tiếp xúc. Để tính chính xác hơn diện tích này nên vẽ phóng đại lỗ khuôn cán.

Có thể xác định F_k bằng các phương pháp dải quy đổi hoặc dải tương ứng. Theo phương pháp dải quy đổi, chấp nhận độ ép lún Δh bằng

$$\Delta h = \frac{S_0}{B_0} - \frac{S_1}{b_1} \quad (IV.10)$$

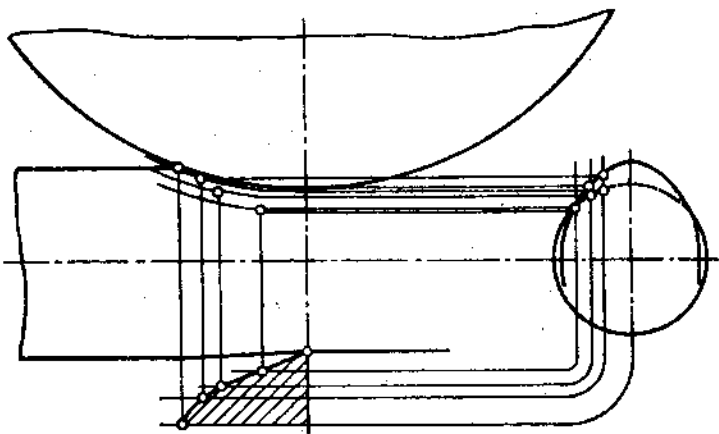
ở đây S_0 và S_1 - diện tích mặt cắt thép hình trước và sau khi cán

Bán kính cán được chấp nhận bằng

$$R_k = 0,5(D - S_1/b_1) \quad (IV.11)$$

ở đây D - khoảng cách giữa các trục cán

Các kết quả tính F bằng phương pháp này cao hơn 7 - 18%. Các thép hình mặt cắt định hình và mặt cắt chữ nhật được gọi là các thép hình tương ứng, nếu các diện tích và các tỉ số các trục (các cạnh) tương tự của mặt cắt ngang của chúng bằng nhau.



Hình IV.1. Xác định diện tích tiếp xúc bằng phương pháp đồ thị

Các kích thước các dải tương ứng liên quan với nhau bằng các công thức

$$h_c = \sqrt{\frac{S_c}{a}}; \quad b_c = ah_c \quad (IV.12)$$

ở đây h_c , b_c , $a = b_c/h_c$, S_c - các kích thước thép hình mặt cắt chữ nhật (các kích thước thép định hình - h , b , $a = b/h$, S).

V.S.Smirnov đã phát triển phương pháp này và đã chứng minh rằng độ sai lệch các trị số thí nghiệm và các trị số tính toán của F không quá 10%.

V.G Đrozđ đưa ra các công thức phân tích để xác định các ứng suất tiếp xúc khi cán thép hình:

Đối với thép vuông được cán từ thép ôvan

$$F = 0,75 b_1 \sqrt{r_1 \Delta h}; \quad (IV.13)$$

Đối với thép ôvan được cán từ thép vuông

$$F = 0,54(b_0 + b_1)\sqrt{r_1\Delta h}; \quad (IV.13)$$

Đối với thép hình thoi hoặc vuông được cán từ thép hình thoi

$$F = 0,67b_1\sqrt{r_1\Delta h} \quad (IV.13)$$

trong đó Δh - độ ép lún thép hình ở giữa lỗ khuôn cán (xem hình IV.2), b_0 và b_1 - chiều rộng cực đại của thép hình trước và sau khi cán; r_1 - bán kính trục ở giữa lỗ khuôn cán.

Trên cơ sở phương pháp “dải tương ứng” áp dụng cho các hệ thống cán tinh V.I. Dudin và A.M. Krivenxov đã tìm ra công thức phân tích sau đây

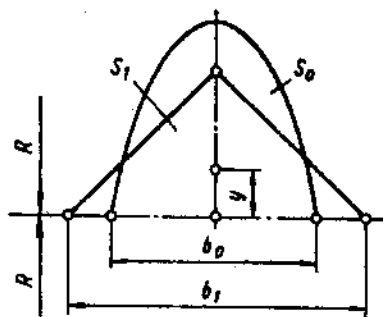
$$F = K_k(b_0 + b_1)\sqrt{r_0(h_0 - h_1)} \quad (IV.14)$$

ở đây h_0 và h_1 - chiều cao khởi đầu và chiều cao cuối cùng của thép hình; b_0 và b_1 - chiều rộng khởi đầu và chiều rộng cuối cùng của thép hình; r_0 - bán kính trục theo đáy lỗ khuôn cán; K_k - hệ số ảnh hưởng của hệ thống cán tinh, được xác định theo số liệu dưới đây

Hệ thống cán tinh	Hệ số K_k
Vuông - hình thoi...	0,30 - 0,32
Ôvan - ôvan có gân...	0,34
Thoi - thoi...	0,38
Ôvan - tròn; tròn - ôvan...	0,39 - 0,42
Vuông - ôvan; Ôvan - vuông...	0,40 - 0,41
Tròn - mặt cắt dạng giọt của thép hình...	0,45

Các kết quả tính toán theo công thức (IV.14) khác với các kết quả thực nghiệm trung bình không quá 10%.

A.A.Đinic đã tìm ra phương pháp phân tích đồ thị. Trên bản vẽ với tỉ lệ lớn người ta vẽ hình lỗ khuôn cán và mặt cắt ngang thép hình được cán, sao đó dùng các đường thẳng đứng để chia hình lỗ khuôn cán và mặt cắt thép hình thành nhiều phần. Xác định độ ép lún Δh_i cho từng mặt cắt; trị số bán kính tại mặt cắt I được xác định bằng cách tính toán, căn cứ vào bán kính thực R_1 có xét đến hệ số tỉ lệ. Khi đó chiều dài cung cấp cho từng mặt cắt.



Hình IV.2. Sơ đồ để xác định diện tích tiếp xúc bằng phương pháp mômen tĩnh

$$l_i = \sqrt{R_i \Delta h_i} \quad (IV.15)$$

Ảnh hưởng của độ mở rộng biên dạng được tính bằng cách nối đường cong các đỉnh biên dạng với điểm tương ứng độ mở rộng cực đại ở cuối cung cấp.

Theo các trị số đã tính được $l_1, l_2, l_3 \dots l_i$ trên hình chiếu nằm ngang ta dựng đường bao mặt tiếp xúc và xác định diện tích của nó, với sự hỗ trợ của các hệ số tỉ lệ, trị số diện tích được chuyển thành các trị số thực. Phương pháp này, so với các phép đo trên các sản phẩm thép cán chưa xong, bảo đảm độ chính xác 5 - 6%.

Đối với trường hợp cán thép hình có mặt cắt ngang đối xứng diện tích S_0 , trong lỗ khuôn cán có diện tích S_1 , theo Iu. I. Sinenic, diện tích tiếp xúc bằng

$$F = \frac{S_1}{2} \sqrt{\left[\lambda - 1 + \left(\frac{b_1 - b_0}{2} \right) \left(\frac{\lambda}{b_0} - \frac{1}{b_1} \right) n_{\Phi} \right] \left(\frac{R}{y_1} - 2 \right)} \quad (\text{IV.16})$$

ở đây λ - độ giãn dài thép hình; y_1 - tọa độ trọng tâm của dải; n_{Φ} - hệ số hình dạng thép hình và lỗ chân khuôn cán, hệ số này xét đến ảnh hưởng của độ mở rộng.

Theo số liệu các thí nghiệm của Souchar, $n_{\Phi} = 1$ - cán thép mặt cắt hình thoi thành thép mặt cắt vuông, vuông thành thoi và thoi thành thoi; $n_{\Phi} = 0,55$ - cán thép mặt cắt ôvan thành thép mặt cắt tròn và tròn thành ôvan; $n_{\Phi} = 0,76$ - cán thép mặt cắt vuông thành thép mặt cắt ôvan; $n_{\Phi} = 0,46$ - cán thép mặt cắt ôvan thành thép mặt cắt vuông.

Đối với các trường hợp cán các thép hình phức tạp (các dầm, thép góc, thép chữ U v.v...), bề mặt tiếp xúc cho rãnh trên hoặc rãnh dưới của lỗ khuôn cán được xác định cũng theo phương trình (IV.16). Ví dụ, cho rãnh trên với $R = R_B$ và $y_1 = y_{1B}$.

$$F = S_{1B} \sqrt{\left[\lambda - 1 + \left(\frac{b_1 - b_0}{2} \right) \left(\frac{\lambda}{b_0} + \frac{1}{b_1} \right) n_{\Phi} \right] \left(\frac{R_B}{y_{1B}} - 2 \right)} \quad (\text{IV.17})$$

ở đây S_{1B} - diện tích rãnh trên của lỗ khuôn cán

Diện tích tiếp xúc cho rãnh dưới cũng được xác định theo cách vừa rồi.

Nếu chia diện tích rãnh trên của lỗ khuôn cán thành n phần, các diện tích (S'_{1B} , S'_{2B} , ..., S'_{nB}) và các vị trí trọng tâm (y_{11} , y_{12} ... y_{1n}) của các phần này đều đã biết, thì

$$S_{1B} = S'_{1B} + S'_{2B} + \dots + S'_{nB} \quad (\text{IV.18})$$

và

$$y_{1B} = \frac{S'_{1B}y_{11} + S'_{2B}y_{12} + \dots + S'_{nB}y_{1n}}{S'_{1B} + S'_{2B} + \dots + S'_{nB}} \quad (\text{IV.19})$$

Sau khi chia biên dạng phức tạp của mặt cắt đầu ra thành nhiều hình cơ bản ta xác định được các trị số S_{1B} và y_{1B} , tiếp đó, tìm diện tích tiếp xúc theo công thức (IV.16).

3. HỆ SỐ MA SÁT KHI CÁN

Căn cứ theo đặc điểm trượt giữa kim loại và dụng cụ có thể phân biệt ba dạng ma sát sau đây:

ma sát lỏng - khi có lớp chất bôi trơn (lỏng) giữa kim loại và các trục cán;

ma sát giới hạn - khi có lớp chất bôi trơn hút bám rất mỏng, không tuân theo các quy luật thủy động;

ma sát khô - trong trường hợp không có pha phân cách giữa các bề mặt tiếp xúc.

Khi cán nóng và nguội có thể có cả ba dạng ma sát, nhưng điển hình nhất là ma sát giới hạn. Hệ số ma sát giữa kim loại cán và các trục phụ thuộc không chỉ vào trạng thái các mặt tiếp xúc và các điều kiện tiếp xúc (chất lượng kim loại cán, nhiệt độ cán, loại chất bôi trơn, áp suất tiếp xúc, tốc độ cán), mà còn phụ thuộc cả vào đặc điểm trượt. Sự tương tác của tất cả các yếu tố này cũng quyết định hệ số ma sát. Thường chấp nhận trị số trung bình theo cung cấp làm hệ số này. Do đó khi cán nên phân biệt ba loại hệ số ma sát: khi cặp; khi

kéo các trục theo toàn bộ mặt tiếp xúc; khi chuyển động, trong đó sự trượt kim loại theo bề mặt các trục diễn ra ở các hướng đối diện mặt cắt trung hòa.

Hệ số ma sát khi cặp được tìm bằng cách xác định thực nghiệm góc cặp giới hạn, chấp nhận

$$\mu_c = \operatorname{tg} \alpha_{\max} \quad (\text{IV.20})$$

Ekenlund đã nghiên cứu hệ số ma sát tại thời điểm cặp khi cán nóng thép (0,15%C), ông đã xác định các góc cặp giới hạn khi cán các mẫu mặt cắt 10 x 225mm trong lỗ khuôn cán hình mũi tên. Trên cơ sở những thí nghiệm này, Ekenlund đã đưa ra công thức để xác định hệ số ma sát tùy theo nhiệt độ (không dưới 700°C):

$$\mu_c = k_1(1,05 - 0,0005)t \quad (\text{IV.21})$$

ở đây, đối với các trục gang có bề mặt tôi $k_1 = 0,8$, đối với các trục ở đây, đối với các trục gang có bề mặt tôi $k_1 = 0,8$, đối với các trục thép $k_1 = 1,0$.

V.P Bakhtinov đã đưa các hệ số điều chỉnh vào công thức (IV.21), các hệ số này xét đến ảnh hưởng của tốc độ cán k_2 (hình IV.3) và của thành phần hóa học kim loại cán k_3 (bảng IV.1)

Helei đề nghị xác định hệ số μ_c theo các công thức: đối với các trục thép

$$\mu_c = 1,05 - 0,0005t - 0,056v \quad (\text{IV.22})$$

Đối với các trục gang tôi

$$\mu_c = 0,94 - 0,0005t - 0,056v \quad (\text{IV.23})$$

đối với các trục thép mài và các trục gang tôi

$$\mu_c = 0,82 - 0,0005t - 0,056v \quad (\text{IV.24})$$

trong đó v - tốc độ vòng của các trục cán, m/s; t - nhiệt độ cán, °C.

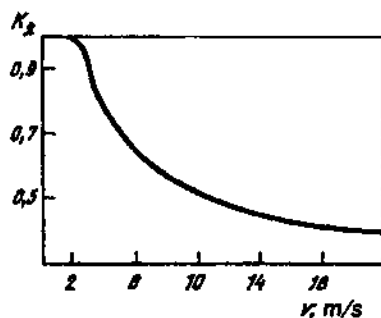
Các công thức này có hiệu lực khi $t > 700^{\circ}\text{C}$ và $v < 5$ m/s. Các trị số hệ số ma sát cho các kim loại màu được trình bày trong bảng IV.2.

BẢNG IV.1

CÁC TRỊ SỐ HỆ SỐ k_3 , XÉT ĐẾN ẢNH HƯỞNG CỦA THÀNH PHẦN HÓA HỌC ĐỐI VỚI HỆ SỐ MA SÁT μ_c

Thép		k_s
Loại	Mác	
Cacbon	Cт1	1,00
Ledeburit	PФ1	1,10
Peclit - mactenxit	ΠX15	1,30
Austenit	XBH4Г9	1,40
Austenit*	12X18H9T	1,47
Ferit	1X17Ю5	1,55

Ghi chú: Đối với thép cacbon $k_3 = 1$, đối với các hợp kim gốc niken, $k_3 = 1,6$



* Có tạp chất ferit ledeburit

Hệ số ma sát khi kéo và khi chuyển động định vị thấp hơn so với khi cặp

Hình IV.3. Sự phụ thuộc hệ số k_3 vào tốc độ cán v

Các số liệu thí nghiệm thu được khi cán nguội thép ít cacbon được trình bày trong bảng IV.3, qua bảng này ta thấy rõ rằng sự bôi trơn ảnh hưởng thực sự tới sự hạ thấp hệ số ma sát khi kim loại tiếp xúc theo toàn bộ cung cặp và ít ảnh hưởng tới hệ số ma sát khi cặp.

Có thể chấp nhận tỉ số các hệ số ma sát khi cặp và kéo trong quá trình cán nóng thép (Cr3) bằng

$$\mu_c/\mu_k = 1,25 \div 2,0 \quad (IV.25)$$

Có ba phương pháp để xác định thực nghiệm hệ số ma sát khi kéo.

Hai phương pháp đầu dựa trên cơ sở tăng dần dần độ ép lún, đưa tới trị số giới hạn, khi các trục bắt đầu kéo kim loại. Để thực hiện, người ta cán các mẫu dạng nêm hoặc các mẫu thông thường, trước khi bắt đầu kéo, để cho các trục tiến lại gần nhau. Trong trường hợp này hệ số ma sát được xác định theo phương trình

$$\mu_k = \operatorname{tg}(\psi \alpha_{\max}) \quad (IV.26)$$

trong đó $\alpha_{\max}$ - góc cặp cực đại, mà với nó thì sự kéo bắt đầu; ψ - tỉ số giữa góc β đặc trưng vị trí điểm đặt lực tác dụng đều và góc $\alpha_{\max}$, nghĩa là

$$\psi = \beta/\alpha_{\max} \quad (IV.27)$$

Phương pháp thứ ba để xác định hệ số ma sát khi kéo dựa vào việc dừng quá trình cán do kim loại cán được đặt lực ngoài ngược hướng chuyển động của nó.

Hệ số ma sát khi chuyển động định vị được xác định hoặc theo trị số độ sớm hoặc bằng cách được trực tiếp các lực tiếp tuyến trên bề mặt tiếp xúc.

BẢNG IV.2**HỆ SỐ MA SÁT μ_c KHI CÁN NÓNG CÁC KIM LOẠI NÀY**

Kim loại	Nhiệt độ °C	μ_c
Đồng	900	0,52
Đồng thau		
Л62	800	0,45
Л68	800	0,38
Đồng bạch KM81	950	0,4
Niken	1100	0,4

BẢNG IV.3**TỈ SỐ CÁC HỆ SỐ MA SÁT μ_c/μ_k KHI CẶP VÀ KÉO**

Các điều kiện cán	Trị số trung bình μ_c/μ_k	μ_c
Các trục khô	1,66	0,138 - 0,147
Chất bôi trơn		
Dầu lửa	2,85	0,147 - 0,154
Nhũ tương*	2,30	0,126 - 0,134

* Dung dịch nhũ tương nước 10%

Phương pháp thứ nhất là phương pháp gần đúng, vì có hai nhược điểm cơ bản:

Không biết chính xác quy luật phân bố các lực tiếp tuyến theo cung cặp, cho nên các công thức để xác định hệ số ma sát theo độ sớm là các công thức gần đúng

Khi cán nguội, sự nén đàn hồi cục bộ các trục ảnh hưởng mạnh đến khoảng choán vùng sớm. Điều này gây khó khăn cho việc tính hệ số ma sát theo độ sớm.

Mặc dù có những nhược điểm này, nhưng nhờ đơn giản nên phương pháp xác định hệ số ma sát theo độ sớm vẫn được sử dụng rộng rãi. Trong bảng IV.4 trình bày số liệu về hệ số ma sát tìm được bằng phương pháp này khi cán nóng thép không bôi trơn.

Để đo trực tiếp các lực ma sát, người ta đã tìm ra vài phương pháp. Trong số đó có bốn phương pháp đáng quan tâm nhất:

1. Đo cùng một lúc các hình chiếu áp suất cán và các lực ma sát bằng hai lực kế đặt trong thân trục và nghiêng về các khía khác nhau so với bề mặt tiếp xúc

BẢNG IV.4

CÁC HỆ SỐ MA SÁT μ_{yc} KHI CÁN NÓNG THÉP Ở CÁC NHIỆT ĐỘ KHÁC NHAU VÀ VỚI CÁC TỐC ĐỘ KHÁC NHAU

Nhiệt độ, °C	Hệ số ma sát μ_{yc} với tốc độ cán, m/c				
	0,2	0,3-0,5	0,5-1,0	1,0-1,5	1,5-2,5
800	0,53-0,56	0,44-0,39	0,34-0,39	0,29-0,33	0,17-0,20
900	0,50-0,57	0,38-0,46	0,32-0,37	0,24-0,32	0,17-0,24
1000	0,45-0,54	0,37-0,44	0,28-0,34	0,25-0,29	0,17-0,23
1100	0,41-0,49	0,33-0,38	0,26-0,34	0,26-0,29	0,1 -0,23
1200	0,40-0,43	0,32-0,38	0,30-0,34	0,22-0,27	0,18-0,21

2. Đo cùng một lúc áp suất pháp tuyến và các lực ma sát bằng trục đo lực chuyên dụng hoặc bằng dụng cụ đo lực xoắn kiểu xé.

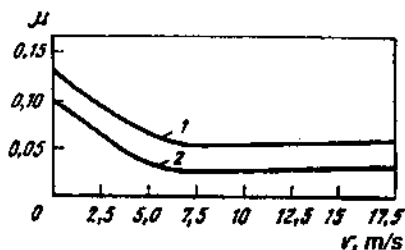
3. Đo trực tiếp và đo cùng một lúc áp suất pháp tuyến và các lực ma sát bằng lực kế đặc biệt đặt trong trục cán.

BẢNG IV.5.**HỆ SỐ MA SÁT μ_{yc} KHI CÁN THÉP THẤP CACBON ĐẢ Ủ**

Chất bôi trơn	Số hiệu lần cán	Mức ép lún trong một lần cán %	μ_{yc}
Không bôi trơn (trục và đai sạch và khô)	1	15,0	0,085
Dầu lửa	1	16,5	0,080
Dầu lửa có thêm:	3	22,0	0,060
1% axit stearic	1	16,7	0,075
1% axit stearic + 0,6% S	1	17,0	0,071
5% đồng stearat	1	16,8	0,063
5% natri stearat	3%	24,0	0,060
5% chì stearat	2	17,3	0,058
1% axit lauric	3	24,3	0,053
5% natri oleat	4	23,0	0,049
1% axit panmitic	3	22,0	0,043
Graphit 68/615 trong dầu	1	15,5	0,072

BẢNG IV.6. HỆ SỐ MA SÁT μ_{yc} KHI CÁN ĐỒNG TINH KHIẾT ĐẢ Ủ VÀ ĐỒNG THAU

Chất bôi trơn	Khi cán		Chất bôi trơn	Khi cán	
	Đồng thau	Đồng		Đồng thau	Đồng
Trục và đai sạch và khô	0,093	0,09–0,07	Chăn không!		
Nước	0,061	0,075	R0950...	0,052	0,059
Dầu hỏa	0,067	0,068	R040A...	0,059	0,054–0,61
Graphit 68/615 trong dầu			Sonvat	0,049	0,058–0,065
			Dầu:		
			Cọ	–	0,075
	0,049	0,061	Ôliu	0,055	0,058
			Thầu dầu	0,043	0,046



Hình IV.4. Sự phụ thuộc hệ số ma sát μ vào tốc độ cán khi cán nguội dải thép:

1. Với nhũ tương dầu khoáng
2. Với nhũ tương dầu cọ

trục bằng thép đánh bóng, đường kính 100mm; tốc độ cán 0,15m/s.

4. Đo các lực ma sát theo mômen xoắn trên trục cán có vùng sớm gần như bằng không.

Trong bảng IV.5 - IV.7 là các số liệu về hệ số ma sát khi cán nguội thép thấp cacbon, đồng, đồng thau và nhôm, các số liệu này thu được do kết quả thực nghiệm. Cán trên máy thí nghiệm; các

BẢNG IV.7. HỆ SỐ MA SÁT μ_{yc} KHI CÁN NHÔM Ủ

Chất bôi trơn	Số liệu lần cán	Độ ép lún trong một lần cán %	μ_{yc}
1	2	3	4
Không bôi trơn...	1	22,5	0,092
	2	22,9	0,101
	2	37,9	0,101
	3	22,0	0,099
Dầu hỏa...	1	24,5	0,081
	2	21,3	0,087
	3	29,0	0,071
	3	28,3	0,069

1	2	3	4
Dầu hỏa có thêm:			
1% axit oleic...	1	24,8	0,059
5% stearat...	4	30,0	0,08
5% natri oleat...	3	27,9	0,059
5% chì oleat...	3	27,8	0,059
5% chì oleat + 0,6% lưu huỳnh...	2	30,0	0,049
Graphit + 615 cùng với nhớt...	1	33,5	0,055
	3	30,0	0,082
Dầu cọ...	1	24,0	0,066
	3	38,0	0,064
	4	47,7	0,069
Dầu thầu dầu...	3	21,6	0,057
Lanolin...	4	25,4	0,025

Khi sử dụng các bảng IV.14 - IV.7 cần nhớ rằng các trị số μ_{yc} trong các bảng này được tìm ra trong các điều kiện thí nghiệm và đối với từng trường hợp cụ thể, phải hiệu chỉnh các trị số này có xét đến tốc độ cán (hình IV.4), áp suất tiếp xúc v.v... Hệ số ma sát tăng lên cùng với sự tăng tỉ số l/h_{cp} , áp suất tiếp xúc. Khi tăng tốc độ cán, điều kiện ma sát được cải thiện đáng kể, nhưng nếu tốc độ lớn hơn 5m/s thì μ_{yc} thay đổi không đáng kể.

4. ẢNH HƯỞNG CỦA MA SÁT NGOÀI ĐỐI VỚI LỰC CÁN

Đối với trường hợp biến dạng hai chiều đều theo độ dày ($n_G'' = 1$) không có sức căng $n_G''' = 1$. Bỏ qua ảnh hưởng chiều rộng dải cán $n_B = 1$, ta tìm hệ số ảnh hưởng của ma sát ngoài đối với lực cán theo tung độ trung bình của biểu đồ phân bố ứng suất pháp tuyến của áp

suất tiếp xúc trên cung cặp. Theo các phương trình (IV.1) và (IV.8), áp suất tiếp xúc bằng

$$p = \frac{P}{F} = \frac{1}{l} \int_0^l p_r dx \quad (IV.28)$$

từ đó, có xét đến biểu thức (IV.27), đối với biến dạng hai chiều ($\gamma = 1,15$)

$$n'_\sigma = \frac{P}{1,15\sigma} = \frac{P}{2\tau_s} \quad (IV.29)$$

Trong trường hợp tổng quát khi tỉ số $l/h_{cp} > 5$ (xem hình III.13) trên cung cặp có năm đoạn, được đặc trưng bởi các quy luật phân bố khác nhau đối với ứng suất tiếp xúc.

Hệ số trạng thái ứng suất ở biểu đồ ứng suất tiếp xúc như vậy được tìm như là hệ số trung bình của năm đoạn

$$n'_\sigma = \frac{n_{AC}AC + n_{CE}CE + n_{EF}EF + n_{FD}FD + n_{DB}DB}{l} \quad (IV.30)$$

trong đó n_{AC} , n_{CE} , v.v... - các hệ số trạng thái ứng suất riêng cho các đoạn AC, CE v.v...; AC, CE v.v... - khoảng choán các đoạn cung cặp.

Có thể tính từng hệ số riêng, nếu đặt quan hệ phụ thuộc $p_r = f(x)$ vào phương trình (IV.29), quan hệ này tương ứng đoạn đã cho (phần 9 chương III). Phương pháp xác định n'_σ như vậy là phương pháp chính xác, nhưng đòi hỏi phải tính toán lâu. Có vài phương pháp đơn giản, từng phương pháp trong số đó được áp dụng tùy theo tỉ số l/h_{cp} .

Khi tỉ số l/h_{cp} lớn hơn 2 và đặc biệt khi cán nguội, đoạn đỉnh trệ EF (xem chương III) tương đối nhỏ, và vì vậy có thể không xét đến sự vênh tròn biểu đồ các ứng suất pháp tuyến, nghĩa là có thể coi như đoạn EF = 0 trong phương trình (IV.30). Ngoài ra có thể coi rằng khi $l/h_{cp} = 4 \div 5$ thì có sự trượt trên toàn bộ cung cặp và để tính gần đúng, có thể chấp nhận các trị số p_r theo các phương trình (III.33) và (III.34) (xem chương III).

Bằng cách chấp nhận $\delta_{AC} = \delta_{DB} = \delta \frac{2\mu l}{h_{cp}}$; $h_C = h_D = h_H$; $\xi_0 = \xi_1 = 1$, sau đó đưa trị số p_r tìm được vào phương trình (IV.28) A.I.Xelicov đã tìm ra công thức để xác định hệ số trạng thái ứng suất :

$$n'_G = \frac{2h_H}{\Delta h(\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right] \quad (IV.31)$$

Có thể xác định trị số h_H trong phương trình (IV.31) theo đẳng thức các áp suất ở mặt cắt trung hòa, mà có thể tính được theo các phương trình (III.35) và (III.36) (xem chương III):

$$\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 + 1)(h_0/h_1)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}} \quad (IV.32)$$

Để đơn giản hóa việc sử dụng các phương trình (IV.31) và (IV.32) khi tính áp suất, trên hình IV.5 trình bày giản đồ chỉ rõ quan hệ phụ thuộc giữa hệ số n'_G và δ với các độ ép lún khác nhau.

Trong trường hợp cán nóng, khi tỉ số $l/h_{cp} \approx 4 \div 5$ các

đoạn CE và FD có thể khá lớn, và trong trường hợp này có thể chấp nhận $\tau_x = \tau_s$ trên khoảng choán toàn bộ cung cấp. Do các giả thuyết này trong các phương trình (III.53) và (III.54) ta chấp nhận.

$$\left. \begin{aligned} p_C = p_D = 2\tau_s; h_C = h_0; h_E = h_F = h_H; h_D = h_1; \\ \operatorname{tg}\varphi_{CE} = \operatorname{tg}\varphi_{FD} \approx \Delta h/2l \end{aligned} \right\} \quad (\text{IV.33})$$

Sau khi đưa p_r vào phương trình (IV.28), theo phương trình (IV.29) ta tìm trị số hệ số trạng thái ứng suất, xét đến ảnh hưởng của ma sát ngoài:

$$n'_\sigma = 1 + \frac{2l}{\Delta h} \frac{h_1 + \frac{\Delta h}{2} - h_H}{\Delta h} = 1 + \frac{1}{4} \frac{1}{h_{cp}} \quad (\text{IV.34})$$

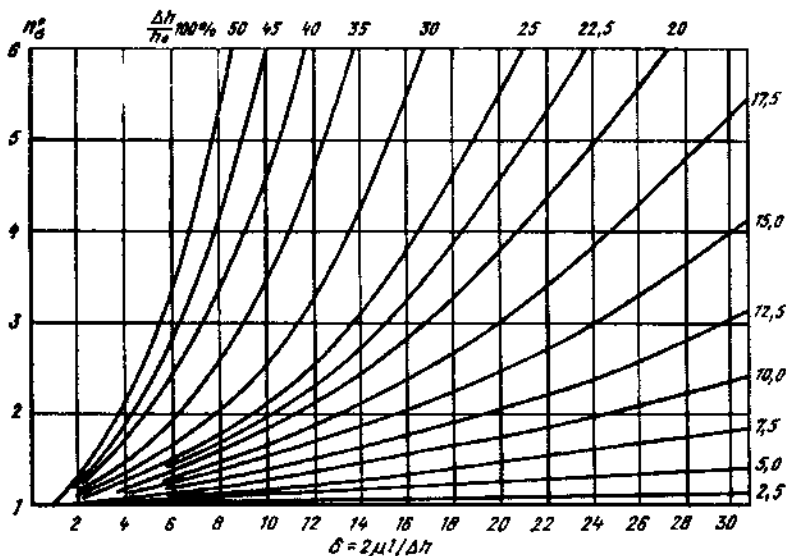
Trong cán nóng, khi $l/h_{cp} < 1,5+2$, các vùng trượt không đáng kể và biểu đồ áp suất tiếp xúc được xác định bằng phương trình (III.57), trong đó $P_E = 2\tau_s$; $h_E = h_0$; $h_F = h_1$; còn η được xác định theo giả thiết rằng tại điểm đi vào các trục, ứng suất tiếp tuyến $\tau_x = \tau_s$; trong mặt cắt trung hòa $\tau_x = 0$. Sau khi xác định p theo phương trình (IV.28) ta tìm n'_σ theo biểu thức (IV.29):

$$n'_\sigma = \left[\left(1 + \frac{1}{\Delta h} \frac{h_H}{h_0 - h_H} \right) \frac{h_1}{\Delta h} \ln \frac{h_0}{h_1} \right] - \frac{l(2h_H - \Delta h)}{2\Delta h(h_0 - h_H)} \quad (\text{IV.35})$$

Có thể tìm h_H từ điều kiện khi $h_x = h_1$ theo phương trình (III.57) $p_r = 2\tau_s$.

Để đơn giản hóa việc tính toán, có thể chấp nhận với độ chính xác khá cao

$$h_H = \sqrt{h_1 h_0} \quad (\text{IV.36})$$



Hình IV.5. Hệ số ảnh hưởng ma sát ngoài n'_o đối với áp suất tiếp xúc p tùy theo trị số dưới các trị số $\Delta h/h_o$ khác nhau

Nên nhớ rằng khi tỉ số $l/h_{cp} < 1,5 \div 2$ sẽ không có độ sai lệch lớn, nếu hệ số n'_o được tính như đối với độ lún lăng trụ có xét đến quy luật phân bố tương tự các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc, nghĩa là chấp nhận ở các mép $\tau_x = \tau_s$ còn ở tâm $\tau_x = 0$, khi đó

$$n'_o = 1 + \frac{\sqrt{R\Delta h}}{3(h_o + h_l)} \quad (IV.37)$$

Trong bảng IV.8 trình bày các công thức để xác định n'_o tùy thuộc theo tỉ số l/h_{cp} khi cán nóng và nguội.

BẢNG IV.8 CÁC CÔNG THỨC ĐỂ XÁC ĐỊNH n'_G

Dạng cân	n'_G các trị số l/h_{cp}		
	1 - 2	2 - 4 - 5	> 4 - 5
Nóng	$n'_G = 1 + \frac{1}{6} \frac{1}{h_{cp}}$	$n'_G = \frac{2h_H}{\Delta h(\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right], \text{ ở đây } \frac{h_H}{h_1} =$ $= \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)(h_o/h_1)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$	$n'_G = 1 + \frac{1}{4} \frac{1}{h_{cp}}$
Nguyệt		$n'_G = \frac{2h_H}{\Delta h(\delta - 1)} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right], \text{ ở đây } \frac{h_H}{h_1} =$ $= \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)(h_o/h_1)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$	

Ghi chú: Khi cần nguyệt sử dụng công thức chung cho tất cả các trị số của tỉ số l/h_{cp}

5. ẢNH HƯỞNG CỦA SỨC CĂNG ĐỐI VỚI LỰC CÁN

Ảnh hưởng của sức căng đối với lực cán, theo biểu thức (IV.7), được xét đến bằng hệ số n''_{σ} , gần bằng

$$n''_{\sigma} = C \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2p'} \right) \quad (\text{IV.38})$$

ở đây p' - ứng suất tiếp xúc trung bình không tính đến sức căng; C - hệ số xét đến sự giảm ảnh hưởng của ma sát ngoài đối với áp suất do sức căng.

Khi phân bố các ứng suất pháp tuyến trên cung cặp, theo các phương trình (III.33) và (III.34), có thể xác định áp suất tiếp xúc kèm xét đến sức căng theo biểu thức (IV.30). Việc giải sẽ đơn giản hơn, nếu trong phương trình (III.32) chấp nhận $\tan \varphi_x$ là nhỏ, ví dụ khi cán nguội các đai và các tấm mỏng.

Sau khi giải phương trình (III.32) và lấy tích phân biểu thức (IV.28) ta có công thức để xác định áp suất tiếp xúc có tính đến ảnh hưởng của sức căng và ma sát ngoài:

$$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\} \quad (\text{IV.39})$$

Tìm trị số h_H trong phương trình trên theo phương trình

$$h_H = \sqrt{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta-1} h_1^{\delta+1}} \quad (\text{IV.40})$$

Nếu xét đến ảnh hưởng của sự biến cứng và cho rằng khi kim loại vào các trục $\tau_s = \tau_{s0}$ và khi ra khỏi các trục $\tau_s = \tau_{s1}$, thì có thể tính gần đúng áp suất tiếp xúc theo công thức

$$p = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 2\tau_{s0} \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 2\tau_{s1} \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\} \quad (\text{IV.41})$$

Bằng phương pháp tương tự và bằng cách đơn giản hóa có thể tìm ra được vài công thức để tính ảnh hưởng của sức căng đối với lực cán. Theo các số liệu của Chissanberg và R. Sims, áp suất tiếp xúc kim loại tác động lên các trục p có xét đến ảnh hưởng của sức căng có thể được thể hiện dưới dạng

$$P = p' \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{4\tau_s} \right) \quad (\text{IV.42})$$

Do đó trị số gần đúng n'' cho cán nguội các dải mỏng có thể xác định được theo công thức

$$n'' = 1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2p'} \quad (\text{IV.43})$$

6. ẢNH HƯỞNG CỦA CHIỀU RỘNG KIM LOẠI CÁN ĐỐI VỚI LỰC CÁN

Trong trường hợp tổng quát, có thể trình bày ảnh hưởng của chiều rộng dải cán như là tích của hai hệ số γ và n_b , hệ số thứ nhất xét đến ảnh hưởng của σ_2 , còn

hệ số thứ hai - sự thay đổi ảnh hưởng của ma sát ngoài liên quan tới sự mở rộng.

Để xác định hệ số n_b , có thể sử dụng công thức của S.I.Gubkin, theo công thức này áp suất khi chôn sản phẩm hình hộp bằng

$$p = 2\tau_2 \left(1 + \frac{3b - a}{6b} \frac{\mu a}{h} \right) \quad (\text{IV.44})$$

ở đây a và b - các kích thước các cạnh hình hộp, trong đó $a < b$.

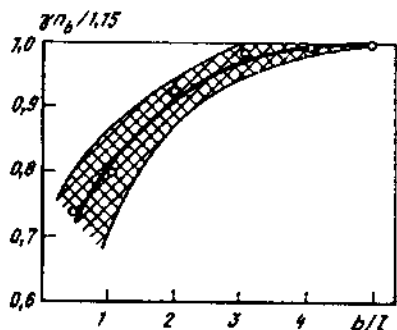
Sau khi so sánh áp suất khi chôn sản phẩm hình hộp đã cho và sản phẩm hình hộp có cạnh b rất lớn, có thể tìm ra hệ số gần đúng cho trường hợp cán khi mà $b > l$.

$$n_b = \left(1 + \frac{3b - l}{6b} \mu \frac{l}{h} \right) : \left(1 + \mu \frac{l}{h} \right) \quad (\text{IV.45})$$

ở đây b và h - các chiều rộng và chiều cao trung bình của mặt cắt kim loại cán; l - chiều dài cung cấp được thiết kế cho các điều kiện chôn, mà có thể xác định được theo phương trình

$$l = \sqrt{r\Delta h} \left(1 - \frac{\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}}{\mu} \right)$$

(IV.46)



Hình IV.6. Sơ đồ xác định hệ số ảnh hưởng chiều rộng dải cán γ_{n_b} .

Khi cán, với $l/h_{cp} < 2$, sự trượt trên bề mặt hầu như không có và có thể chấp nhận $\mu = 0,5$, như vậy

$$n_b = \left(1 + \frac{3b-1}{3b} \frac{1}{4h}\right) : \left(1 + \frac{1}{4h}\right) \quad (IV.47)$$

Trong các tính toán gần đúng, có thể xác định hệ số γn_b theo đồ thị (hình IV.6) được dựng trên cơ sở số liệu thực nghiệm, thu được khi cán nóng các dải có tỉ số b/l khác nhau, có sử dụng biểu thức

$$\frac{\gamma n_b}{1,15} = \frac{P_i}{P_h} \quad (IV.48)$$

ở đây P_i - áp suất tiếp xúc khi tỉ số $b/l < 5$

$$P_i = \gamma n_b n'_\sigma \sigma_\phi \quad (IV.49)$$

P_b - áp suất tiếp xúc khi tỉ số $b/l = 5$

$$P_b = 1,15 n'_\sigma \sigma_\phi \quad (IV.50)$$

7. XÁC ĐỊNH ÁP SUẤT TIẾP XÚC KHI CÁN BẰNG CÁC LỖ KHUÔN CÁN

Áp suất tiếp xúc khi cán bằng các lỗ khuôn cán thường cao hơn so với khi cán trên thân trục trơn trong các điều kiện tương tự nhau, trong đó mức khác biệt này thay đổi trong các giới hạn 1,0 - 20.

M.A. Daicov đề nghị xác định áp suất tiếp xúc bằng cách sử dụng công thức (N.33), trong đó trị số δ_n được tìm kèm với mức điều chỉnh hình dạng dải

$$\delta = \frac{2\mu l}{\Delta h} \frac{N}{2b} \quad (IV.51)$$

ở đây N - chu vi mặt cắt dải

Để khảo sát ảnh hưởng hình dạng lỗ khuôn cán đối với áp suất tiếp xúc ta sử dụng các phương trình cho trường hợp vuốt thúc trong các đầu búa xẻ

$$p = 1,15\sigma_{\Phi} \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha b}{\pi d} \right) \quad (IV.52)$$

ở đây α - góc ôm dải bằng các đầu búa, và dùng cho trường hợp vuốt dải mặt cắt chữ nhật trong các đầu búa phẳng

$$p = 1,15\sigma_{\Phi} \left(1 + \frac{\mu b}{3 h} \right) \quad (IV.53)$$

Nên nhớ rằng, công thức (IV.53) được tìm ra là nhờ căn cứ vào các điều kiện biến dạng phẳng (tỉ số giữa chiều rộng đầu búa và chiều rộng dải là nhỏ).

Trong công thức (IV.53) có thể thay trị số $1,15\sigma_{\Phi}$ bằng $\gamma\sigma_{\Phi}$, trong đó γ - hệ số Lode, và trên cơ sở so sánh các trị số áp suất tiếp xúc khi vuốt các dải trong các đầu búa xẻ và trong các đầu búa phẳng mà xác định hệ số n_k , hệ số này xét đến đặc điểm ảnh hưởng của ma sát tiếp xúc trong các đầu búa cán và xét đến hình dạng các đầu búa.

$$n_k = \frac{1,15 \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha b}{\pi d} \right)}{\gamma \left(1 + \frac{\mu b}{3 d} \right)} \quad (IV.54)$$

Có thể dùng công thức này để tính ảnh hưởng các điều kiện ma sát và ảnh hưởng hình dạng lỗ khuôn cán khi cán. Trong trường hợp này, thay vì chiều rộng đầu

búa b, nên dùng chiều dài cung cấp l, thay cho đường kính d là chiều cao của dải h, nghĩa là

$$n_k = \frac{1,15 \left(1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{b}{d} \right)}{\gamma \left(1 + \frac{\mu}{3} \frac{b}{d} \right)} \quad (\text{IV.55})$$

Phân tích công thức này ta thấy rõ rằng sự tăng áp suất khi cán trong các lỗ khuôn cán được quyết định chủ yếu bởi các đại lượng $\mu \frac{l}{h}$ và $\frac{\alpha}{\pi}$.

Tỉ số $\frac{\alpha}{\pi}$ đặc trưng mức có ép kim loại trong lỗ khuôn cán

Đối với các lỗ khuôn cán vuông, hình thoi và ôvan thường $\frac{\alpha}{\pi} = 0,6 \div 0,9$ còn đối với các lỗ khuôn cán định hình phức tạp, nên chấp nhận $\frac{\alpha}{\pi} = 1$.

Như vậy khi cán bằng các lỗ khuôn cán đơn giản, nên xác định áp suất tiếp xúc bằng công thức

$$p = 1,15 n_{\sigma} n_k \sigma_{\Phi} \quad (\text{IV.56})$$

Khi cán thép dầm có sự mở rộng tự do, nên xét đến ảnh hưởng của các vùng bên hông

$$p = 1,15 n'_{\sigma} n''_{\sigma} n_{\sigma\sigma} \quad (\text{IV.57})$$

8. CÁC CÔNG THỨC ĐỂ XÁC ĐỊNH ÁP SUẤT TIẾP XÚC

Các công thức để xác định áp suất tiếp xúc p khi cán nóng

Công thức của A.I. Xelicov

$$p = \gamma n_b n_\sigma \sigma$$

ở đây $\gamma = 1 \div 1,5$;

$$n_b = \frac{1 + \frac{3b-1}{6b} \mu \frac{1}{h}}{1 + \mu \frac{1}{h}} \text{ khi } b > 1;$$

$$n = n'_\sigma n''_\sigma n'''_\sigma;$$

$$n'_\sigma = f(\varepsilon, \delta) \text{ khi } l/h_{cp} = 2 \div 4 \text{ (hình IV.7);}$$

$$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{4} l/h_{cp} \text{ khi } l/h_{cp} > 4;$$

$$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{6} l/h_{cp} \text{ khi } l/h_{cp} \approx 1 \div 2;$$

$$n''_\sigma = n''_{\sigma\sigma}(l/h_{cp}) \text{ khi } l/h_{cp} < 1;$$

$$n_\sigma \sigma = 0,4S/S_0 + 0,6$$

Trong đó hệ số γ xét đến ảnh hưởng của σ_2 ; n_b - mức thay đổi ảnh hưởng ma sát ngoài do mở rộng; n_σ - ảnh hưởng của trạng thái ứng suất; n'_σ ảnh hưởng của ma sát ngoài; n''_σ - ảnh hưởng của các vùng ngoài; n'''_σ - ảnh hưởng của sức căng; $n_{\sigma\sigma}$ - ảnh hưởng của các vùng ngoài, bên hông; S và S_0 - các diện tích của mặt cắt ngang dài và của các phần bị ép lún.

Công thức của A.A.Korolev:

$$p = n'_\sigma n''_\sigma n'''_\sigma \sigma;$$

$$n'_\sigma = \frac{1-2\mu}{2\mu^2} \frac{h_{cp}}{l} + \frac{1}{2\mu} + \frac{1}{4h_{cp}} - \psi_\Pi \left[1 + \frac{h_{cp}}{l} (1 - \psi_\Pi) \right]$$

$$\psi_\Pi = \frac{1}{2\mu} \ln \frac{1}{2\mu}; \quad l_\Pi = 1 - \psi_\Pi h_{cp}$$

$$n''_\sigma = \left(\frac{h_{cp}}{l} \right)^{0,2} \quad \text{khi } l/h_{cp} < 1; \quad n''_\sigma \approx 1.$$

ở đây ψ_Π - hệ số đặc trưng sự hiện diện các vùng trượt và dính; l_n - độ choán của vùng dính

Công thức của V.S. Smirnov:

$$p = \gamma n'_\sigma n''_\sigma \sigma$$

$$\gamma = 1 + \frac{\mu_{ycT}}{3} \quad \text{khi } 0 \leq \frac{b_{cp}}{h_{cp}} < \frac{0,465}{\mu_{ycT}};$$

$$\gamma = 1,155 \quad \text{khi } \frac{b_{cp}}{h_{cp}} > \frac{0,465}{\mu_{ycT}};$$

$$n''_\sigma = 2 - \sqrt{\frac{1}{h_{cp}}}$$

$$n'_\sigma = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \frac{h_{oT}}{\delta} \left[\left(\frac{h_o}{h_{oT}} \right)^\delta - 1 \right] + \frac{h_{o\Pi}}{\delta} \left[\left(\frac{h_{o\Pi}}{h_1} \right)^\delta - 1 \right] + \right. \\ \left. + \frac{1}{2\mu} \left[(h_{oT} - h_{o\Pi}) + \delta (\sqrt{h_{oT}} - \sqrt{h_{o\Pi}})^2 \right] \right\}$$

Khi có sự hiện diện một vùng dính, nghĩa là khi $l/h_{cp} > 1$ hoặc khi $\mu = 4$.

$$n'_\sigma = 1 + \frac{\delta}{\varepsilon} \left(1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2} \right); \quad \delta = \frac{2\mu}{\alpha}$$

Khi có các vùng trượt

$$n'_\sigma = \frac{2(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \left(\frac{h_H}{h_1} \right) \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]; \quad \frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{\delta^2 - 1}}{(1-\varepsilon)^2} \right\}$$

ở đây n'_σ - hệ số, xét đến ảnh hưởng của ma sát tiếp xúc và sức căng; μ_{yc} - hệ số ma sát trong quá trình cán đã điều chỉnh; h_{OT} , h_{on} - độ dày dải trên các ranh giới các vùng trễ và sớm.

Công thức của Ekelund:

$$p = (1 + m)(2k + \eta u)$$

$$\text{ở đây } m = \frac{1,6\mu\sqrt{R\Delta h} - 1,2\Delta h}{h_o + h_1};$$

$$2k = 9,81(14 - 0,1t)(1,4 + C + Mn + 0,3Cr);$$

$$b = 0,098(14 - 0,01t)c_v;$$

$$u = \frac{2v\sqrt{\frac{\Delta h}{R}}}{h_o + h_1}$$

trong đó m - hệ số, xét đến ma sát ngoài; $2k$ - sức bền biến dạng khi nén tĩnh; η - hệ số dai của kim loại; c_v - hệ số, phụ thuộc vào tốc độ biến dạng v . Khi v bằng 6; 10; 15 và 20 m/s, hệ số c_v bằng 1; 0,8; 0,65 và 0,6; u - tốc

độ biến dạng, S^{-1} ; C, Mn, Cr - hàm lượng cacbon, mangan và crom trong kim loại, %...

Công thức của S.I.Gubkin

$$p = k_f p_0$$

$$\text{ở đây } p_0 = k_v \left[1 + \beta(0,95t_n - t) + \frac{\beta^2(0,95t_n - t)^2}{2} \right] \sigma_B;$$

$$k_f = k_\sigma \left(1 + 1,3\mu \sqrt{\frac{R}{h_0}} \right)$$

ở đây k_v - hệ số tốc độ, với $v = 0,1 \div 0,25$ m/s, $k_v = 1,2 \div 1,6$; với $v = 2 \div 0,75$, $k_v = 1,62$; với $v = 1$ m/s, $k_v = 2,5$; $\beta = 0,008 \div 0,0120$ - hệ số nhiệt độ (chấp nhận giới hạn trên các dung dịch rắn có nồng độ cao); t_n - nhiệt độ nóng chảy $^{\circ}\text{C}$; $k_\sigma = 1 \div 1,3$ hệ số không phân bố các ứng suất nhiệt; $\sigma_B = 0,6$ kgf/mm² - sức bền tạm thời, tương ứng nhiệt độ $0,95t_n$ và tốc độ biến dạng $0,04 - 0,05$ m/phút; μ - hệ số ma sát.

Công thức Helei

$$p = k_f \left(1 + \mu \frac{1}{h} \sqrt{v} \right)$$

trong đó k_f - sức bền biến dạng tuyến tính, $k_f = 0,015(1400 - t)$ - cho các thép cacbon không hợp kim; $k_f = (0,014 \pm 0,01C + 0,01Mn + 0,003Cr)(1400 - t)$ - cho các thép cacbon; có chứa Mn và Cr; c - hệ số, phụ thuộc vào l/h (xem hình IV.10), v - tốc độ vòng của các trục cán, m/s.

Công thức A.P.Tsecmarev

$$P_{cp} = \beta \sigma \left[1 + \left(\frac{P_{cp}}{\tau_s} - 1 \right) n_{\Phi} \right], \text{ ở đây } n_{\Phi} = \Pi/2b$$

n_{Φ} - hệ số hình dạng lỗ khuôn cán; Π - chu vi lỗ khuôn cán; b - chiều rộng lỗ khuôn cán ở chỗ lắp; P_{cp}/τ_s xem công thức của A.I Xelicov; B - hệ số Lode

Các trị số hệ số hình dạng n_{Φ} cho các lỗ khuôn cán khác nhau:

Lỗ khuôn cán vuông	1,41
Lỗ khuôn cán hình thoi có góc ở đỉnh, độ:	
100	1,30
110	1,20
120	1,15
Lỗ khuôn cán tròn	1,40
Lỗ khuôn cán ôvan một bán kính có b/h bằng :	
1,5	1,27
2	1,15
3	0,09
Lỗ khuôn cán ôvan phẳng	1,1 - 1,5
Lỗ khuôn cán lục giác	
Lỗ khuôn cán góc và hình chữ Z:	
tinh	1,41
thô	1,2 - 1,25
Lỗ khuôn cán dầm chữ I:	
N ^o 30	1,7 - 1,9
N ^o 16	2,1 - 2,2
Lỗ khuôn cán thép chữ U:	
N ^o 30	1,7 - 1,8
N ^o 16	1,8 - 2,0
N ^o 8	2,1 - 2,3
Ray P-50	2 - 2,1
Đục chạm A5	1,8 - 2,1

Công thức của E.S Rocotian

$$p = 0,27 \frac{\rho(a_1 - a_0)}{\ln \lambda}$$

ở đây $a_1 - a_0$ - mức tiêu hao năng lượng riêng cho một lần cán có xét đến tiêu hao năng lượng cho ma sát trong cơ cấu máy cán kW.h/tấn; ρ - tỉ trọng kim loại kg/m³.

Công thức của A.A. Korolev

$$p = 2kn_k$$

ở đây n với $0,1 < l < 2$

Trong đó n_k - hệ số trạng thái ứng suất khi cán bằng các lỗ khuôn cán; a và b các hệ số, phụ thuộc vào hình dáng lỗ khuôn cán, $a = 0,5$ và $b = 1$ khi cán các thép hình đơn giản (dải hẹp, ôvan phẳng)

Sơ đồ biến dạng tương ứng biến dạng phẳng (hai chiều): $a = 0,6$ và $b = 0,8$ cho các lỗ khuôn cán ôvan và tròn; $a = 0,7$ và $b = 0,5$ cho các lỗ khuôn cán vuông và hình thoi, $a = b = 0,8$ cho các khuôn cán kim loại hình

Khi l/h_{cp} trị số $n_k = 0,75 + 0,25l/h_{cp}$

Các công thức để tính áp suất tiếp xúc p khi cán nguội

Công thức của A.I. Xelicov không xét đến sự biến cứng:

$$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\};$$

$$h_H = 2\delta \sqrt{\frac{\xi_0}{\xi_1} h_0^{\delta-1} h_0^{\delta+1}}; \quad \delta = \frac{2\mu l}{\Delta h};$$

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_s}; \quad \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2\tau_s}.$$

ở đây σ_0 - sức căng phía sau; σ_1 - sức căng phía trước;
 ξ_0, ξ_1 - các hệ số căng

Công thức của A.I.Xelikov có xét đến sự biến cứng:

$$p_{cp} = \frac{1}{\Delta h} \left\{ \xi_0 2\tau_{s0} \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta-2} - 1 \right] + \right. \\ \left. + \xi_1 2\tau_{s1} \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta+2} - 1 \right] \right\}$$

Công thức của A.A.Korolev:

$$p_{cp} = 2\tau_{s0} \left[\left(\xi - \frac{\sigma_1}{2\tau_{s0}} \right) \frac{1}{m_1} (e^{m_1 \psi_H} - 1) + \left(1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_{s0}} \right) (e^{m_0(1-\psi_H)} - 1) \right];$$

$$\xi = \frac{\tau_{s1}}{\tau_{s0}} = \frac{\sigma_{0,2}^0}{\sigma_{0,2}^1}; \quad m_0 = 2\mu \frac{1}{h_0}; \quad m_1 = 2\mu \frac{1}{h_1};$$

$$\psi_H = \frac{1}{2} \frac{1 - \varepsilon}{1 - \varepsilon/2} \left(1 - \frac{1}{m_0} \ln \frac{\xi - \frac{\sigma_1}{2\tau_{s0}}}{1 - \frac{\sigma_0}{2\tau_{s0}}} \right)$$

ở đây ξ - hệ số tăng dần; ψ_H - hệ số, đặc trưng vị trí
 mặt cắt trung hòa

Công thức của Chessenberg và Sims;

$$p = p' \left(1 - \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{4\tau_s} \right)$$

$$p = (2\tau_u - \sigma)h \frac{e^{\frac{\mu l_c}{h}} - 1}{\mu l_c}$$

$$p = 1,15b \left(\frac{\sigma_{0,2}^1 - \sigma_{0,2}^0}{1} \right) \frac{h^2}{2\mu^2 l} \left(\sqrt{\rho_1 \rho_0} e^{\frac{\mu l}{h}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + \ln \frac{\rho_1}{\rho_0}}{2} \right)$$

$$\rho_1 = \frac{2\mu}{h} \left(\frac{\sigma_{0,2}^0 \alpha_1 l}{1} + 1 \right); \quad \alpha_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{1,15\sigma_{0,2}^0};$$

$$\rho_0 = 1 + \frac{2\mu \sigma_{0,2}^1}{(\sigma_{0,2}^1 - \sigma_{0,2}^0)h} \alpha_0; \quad \alpha_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{1,15\sigma_{0,2}^0}$$

ở đây p' - áp suất tiếp xúc không tính đến sức căng; e - cơ số các loga tự nhiên; $\sigma = \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2}$; $k = \frac{h_0 + h_1}{2}$.

Nên dùng các công thức này khi xác định trị số p cả trong trường hợp cán nóng và nguội các dải rộng, lẫn trong trường hợp cán bằng các lỗ khuôn cán. Các kết quả tính toán theo các công thức này khác nhau không đáng kể.

9. TÍNH TOÁN CÁC LỰC KHI CÁN BÓNG NHẸN

Quá trình cán nóng có những điểm đặc trưng là các tỉ số l/h lớn, trong khoảng $l/h = 30-40$ và hơn nữa, góc

cặp rất nhỏ, độ biến dạng nhỏ ($\varepsilon < 5\%$). Trong những điều kiện như vậy, các độ biến dạng đàn hồi của các trục cán và các dải có ảnh hưởng to lớn đối với độ choán vùng tiếp xúc và đối với đặc điểm thay đổi các lực ma sát tiếp xúc.

Để nghiên cứu phương pháp tính toán các thông số lực của quá trình cán bóng có thể sử dụng các kết quả giải bài toán hai chiều về sự nén dải mỏng đàn hồi - dẻo giữa các tấm song song với các ứng suất tiếp tuyến tiếp xúc không đổi trên khoảng choán toàn bộ vùng tiếp xúc, nghĩa là $\tau = 2\mu\tau_s = m\tau_s$, trong đó μ - hệ số ma sát dẻo ($m = 2\mu$).

Chiều dài vùng tiếp xúc khi cán bóng có xét đến các biến dạng đàn hồi cắt tải của dải cán và các trục cán

$$l_c = \sqrt{R[\delta + P/\theta]} \quad (IV.58)$$

ở đây P - lực cán bóng theo chiều dài trên một đơn vị chiều rộng dải cán

Hằng số đàn hồi của vật liệu θ và trị số quy đổi độ ép lún δ được tính theo các công thức

$$\theta = \frac{\pi E}{16(1 - \nu^2)}; \quad \delta = \Delta h + 2\Delta + 2\sqrt{(\Delta h + \Delta)\Delta}$$

trong đó E - mô đun đàn hồi; ν - hệ số Poaxon.

Mức thay đổi độ dày khi có mức cắt tải đàn hồi Δ (khi có biến dạng dẻo trên toàn bộ mặt cắt ngang) được xác định theo công thức

$$\Delta = \left(0,75 \frac{\tau_s}{E}\right) A' h_1$$

ở đây h_1 - độ dày dải cán sau khi cắt tải;

$$A' = \sqrt{1 - m^2} + (\arcsin m/m)$$

Độ choán đoạn đặt tải L_1 và cắt tải L_2 (hình IV.7) được xác định bằng các công thức

$$L_1 = \sqrt{\frac{(\Delta h + \Delta)}{\delta}} l_c ; \quad L_2 = \sqrt{\frac{\Delta}{\delta}} l_c \quad (\text{IV.59})$$

Khi tính toán quá trình cán bóng cứ tạm cho rằng trong vùng biến dạng có đoạn, mà ở đó biến dạng dẻo đi qua toàn bộ chiều rộng dải. Trong công trình nghiên cứu của mình, Nikitin đã cho biết rằng, điều kiện này xuất hiện khi

$$\frac{\Delta h}{h} \geq \frac{0,75\tau_s}{E} (2 - A') \quad (\text{IV.60})$$

Độ choán các đoạn biến dạng đàn hồi và biến dạng đàn hồi - dẻo trong vùng đặt tải là

$$l_n = \frac{1,5\tau_s}{E} \frac{h}{\Delta h + \Delta} L_1 \quad (\text{IV.61})$$

Độ choán các đoạn biến dạng đàn hồi và đàn hồi - dẻo L_2 trong vùng cắt tải được xác định bằng công thức (IV.59). Chiều dài các đoạn x_a và x_b được xác định theo các công thức

$$x_a = \frac{P_a}{2\tau_s \left(\frac{m}{h} + \frac{1}{l_n} \right)} ; \quad x_b = \frac{P_b}{2\tau_s \left(\frac{m}{h_1} + \frac{1}{L_2} \right)} \quad (\text{IV.62})$$

ở đây p_a và p_b - ứng suất căng, tác động lên dải cán ở phía đầu vào các trục và ở phía đầu ra khỏi các trục cán.

Chiều dài các đoạn a và b , ấn định vị trí của điểm,

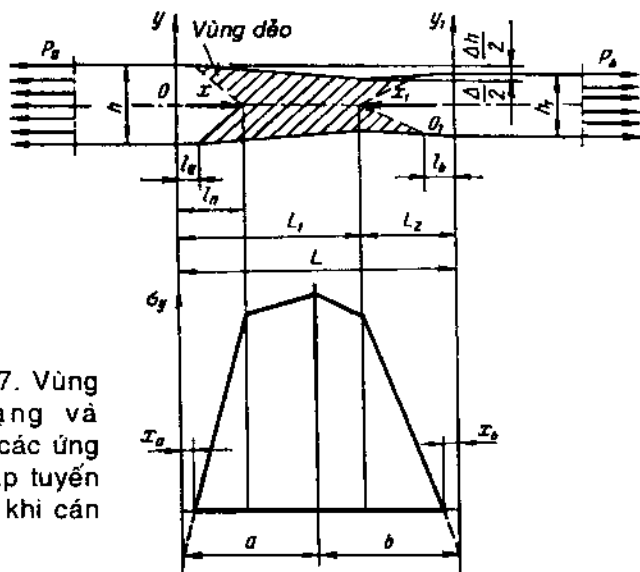
mà tại đó ứng suất pháp tuyến tiếp xúc ? có trị số cực đại, là

$$a = \frac{h}{h + h_1} l_c + \frac{(p_a - p_b) h h_1}{2m\tau_s(h + h_1)} ;$$

$$b = \frac{h_1}{h_1 + h} l_c + \frac{(p_b - p_a) h h_1}{2m\tau_s(h + h_1)} \quad (\text{IV.63})$$

Trị số lực P tác động lên một đơn vị chiều rộng dải khi cán bóng được xác định theo công thức

$$P = \frac{1}{2} \left[(2a - l_{\Pi})(2\tau_s - p_a) + (2b - L_2)(2\tau_s - p_b) + 2m\tau_s \left(\frac{a^2}{h} + \frac{b^2}{h_1} \right) - \right. \\ \left. - x_a \left(\frac{2m\tau_s}{h} l_{\Pi} + 2\tau_s - p_a \right) - x_b \left(\frac{2m\tau_s}{h_1} L_2 + 2\tau_s - p_b \right) \right] \quad (\text{IV.64})$$



Hình IV.7. Vùng biến dạng và biểu đồ các ứng suất pháp tuyến tiếp xúc khi cán bóng

Có thể xem xét biểu thức (IV.64) cùng với (IV.58) như là một hệ hai phương trình có hai ẩn số P và l_c .

Thật vậy, có thể biểu hiện các thông số a , b , x_a , x_b , l_n , L_2 với sự trợ giúp của các phương trình nói trên thông qua chiều dài cung cặp L và các thông số quy định của quá trình cán bóng; h , Δh , μ , σ_T , P_a , P_b , E , R , θ .

Để tính toán và trình bày các kết quả dưới dạng thuận tiện, người ta sử dụng các thông số không thứ nguyên, đặc trưng quá trình cán bóng và là các tiêu chuẩn tương tự quá trình: E/σ_T , P_a/σ_T , P_b/σ_T và θ/σ_T .

Các thông số nói trên được bổ sung thêm hai tiêu chuẩn tương tự trong số ba tiêu chuẩn: μ , $\Delta h/h$, và $P/\sigma_T h$.

Cuối cùng, quá trình cán bóng được quyết định bởi sự định ra bảy thông số không thứ nguyên, là các tiêu chuẩn tương tự của nó. Tùy theo việc hai thông số nào được quy định từ ba thông số - μ , $\Delta h/h$, và P , mà có thể có ba phương án tính toán: xác định lực cán bóng P , xác định trị số độ ép lún tương đối $\Delta h/h$, xác định các trị số hệ số ma sát dẻo.

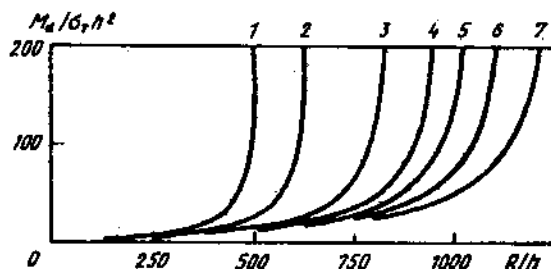
Điều kiện cần thiết để có thể thực hiện biến dạng dẻo khi cán tấm có thể được trình bày dưới dạng

$$R/h_{cp} < \theta/\mu\tau_s = (R/h)_n$$

ở đây $(R/h)_n$ - trị số giới hạn của tỉ số giữa bán kính trục cán và độ dày dải cán.

Vì trị số cần có của lực biến dạng P để cán có thể lớn hơn trị số cho phép của lực cán P_m , nên điều kiện

$P \leq P_m$ là điều kiện cần thiết và đủ để thực hiện quá trình cán.



Hình IV.8. Sự phụ thuộc mômen cán bóng M_d vào trị số tỉ số giữa bán kính các trục cán R và độ dày dải cán h ($E/\sigma_T = 700$, $G/\sigma_T = 150$, $P_a/\sigma_T = P_b/\sigma_T = 0$; $\Delta h/h_1 = 0,01$) với ma sát tiếp xúc μ bằng 0,5 (1), 0,4 (2), 0,3 (3); 0,26 (4), 0,24 (5), 0,22 (6), 0,20 (7)

Trên hình IV.8 trình bày sự thay đổi mômen cán bóng cùng với sự thay đổi tỉ số R/h đối với các trị số ma sát tiếp xúc khác nhau. Khi trị số tỉ số R/h gần bằng tỉ số giới hạn $(R/h)_n$ thì mômen cán bóng bắt đầu tăng nhanh. Đối với đường cong 1, $(R/h)_n = 520$; đường cong 2 - 650; đường cong 3 - 886; đường cong 4 - 1000; đường cong 5 - 1081; đường cong 6 - 1180; đường cong 7 - 1300. Tương tự lực cán bóng cũng thay đổi cùng với sự tăng tỉ số R/h .

Trên hình IV.9 trình bày đồ thị sự phụ thuộc lực cán bóng vào trị số ma sát tiếp xúc, mà được ấn định bởi hệ số ma sát dẻo μ . Trị số độ ép lún tương đối $\Delta h/h$ là thông số thay đổi khi chuyển từ đường cong này sang đường cong khác. Đối với các trị số các thông số theo hình IV.9, trị số tỉ số giới hạn $(R/h)_n$ phù hợp trị số μ

= 0,433. Do đó cũng có cả sự tăng rất mạnh lực biến dạng khi μ gần bằng trị số giới hạn (0,433).

Việc so sánh các kết quả tính toán với các kết quả thực nghiệm, thu được khi khảo sát các máy cán bóng đã cho biết rằng trong trị số lực biến dạng, độ sai lệch trung bình khoảng 9-13%, còn trong tính toán là 20-23%.

Từ nghiệm các phương trình cân bằng các công các lực ngoài trong vùng biến dạng khi có các ứng suất tiếp tuyến biến đổi theo chiều dài trung tâm biến dạng mà tìm ra công thức để xác định lực cán bóng.

$$P = 2\tau'_{scp} l_c n_{\sigma} B$$

ở đây n_{σ} - hệ số trạng thái ứng suất

$$n_{\sigma} = 1 + \frac{\mu l_c}{h_0 + h_1} - \frac{\sigma_0 h_0 + \sigma_1 h_1}{2\tau'_{scp} (h_0 + h_1)} - \frac{l_{\Delta 1} + l_{\Delta 2}}{2l_c} - \frac{\mu}{3l_c} \left(\frac{l_{\Delta 1}^2}{h_0} + \frac{l_{\Delta 2}^2}{h_1} \right)$$

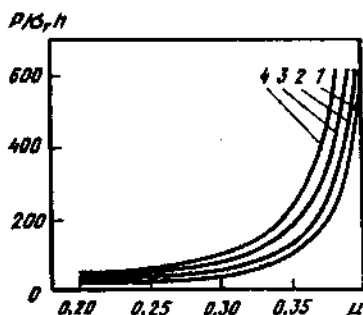
ở đây $l_{\Delta 1}$, $l_{\Delta 2}$ - độ choán đoạn đàn hồi và độ choán đoạn đàn hồi dẻo trong vùng biến dạng ở đầu vào của dải đi vào trục và ở đầu ra khỏi trục.

Để xác định trị số trung bình hệ số ma sát nên sử dụng công thức

$$\mu = a + b \frac{1}{n_U} \frac{P_{cp}}{2\tau_{scp}} \quad (IV.66)$$

trong đó a , b - các hệ số có trị số phụ thuộc vào các tính chất của cặp ma sát và độ tinh gia công các bề mặt làm việc (bảng IV.9); n_U - hệ số, đặc trưng sự ảnh hưởng tốc độ cán bóng đối với sức bền biến dạng của kim loại, hệ số này bằng

$$n_U = \alpha[1 + \beta(U - 1)] \quad (IV.67)$$



Hình IV.9. Sự phụ thuộc lực cán bóng vào ma sát tiếp xúc μ ($E/\sigma_T = 700$, $G/\sigma_T = 150$; $P_a/\sigma_T = P_b/\sigma_T = 0$; $R/h = 600$) khi độ ép lún tương đối $\Delta h/h$ bằng 0,5 (1), 1,0 (2), 2,5 (3), 4,5 (4).

chính xác nhất để xác định mômen xoắn khi cán bóng là việc tính toán theo công thức biến dạng, và đưa ra công thức để xác định mức tiêu hao nl riêng, KW.h/tấn

$$a = 0,00981 k_\gamma p_{cp} n_d \ln \frac{h_0}{h_1} \quad (IV.68)$$

ở đây $k_\gamma = 277/\gamma$ - hệ số, phụ thuộc vào tỉ trọng γ kim loại cán; n_d - hệ số, quyết định sự tăng công do các lực ma sát trong các trục cán và trong bộ dẫn động chính.

ở đây α - hệ số xét đến tốc độ biến dạng (đối với thép ít cacbon $\alpha = 1,12$); β - hệ số, bằng 0,00202 cho các thép ít cacbon.

Các tính toán thực tế về các lực mà có sử dụng các biểu thức nói trên được thực hiện trên máy tính điện tử "Minxk 22". Khi đó bài toán chung quy là đi tìm các nghiệm hệ phương trình siêu việt.

Trong công trình nghiên cứu, Tretiakov đã chỉ ra rằng phương pháp

BẢNG IV.9. CÁC TRỊ SỐ CÁC HỆ SỐ a VÀ b CHO CÁC MÁC THÉP KHÁC NHAU TÙY THEO ĐỘ TINH GIA CÔNG CÁC TRỤC CÁN

Thép	Hệ số ¹	
	a	b
Thép ít cacbon (08кп)	0,36/0,55	0,04/-0,075
Thép cacbon 10сп, 20кп	0,24/0,405	0,06/-0,059
20сп, 40	0,193/0,2858	0,067/-0,0357
50	0,13/0,22	0,07/-0,03
Thép hợp kim (không gỉ)	0,08/0,18	0,001/-0,028

1. Ở tử số - cho các trục nhám ($R = 250\text{mm}$, $h = 0,7+2,5\text{mm}$); ở mẫu số - cho các trục đánh bóng

Hệ số n_d được tính theo công thức

$$n_d = \frac{1}{\eta_{TP}} \left[1 + \frac{2\rho_0}{D_0} \left(\sqrt{\frac{2D_p}{\Delta h + \Delta_2}} \frac{\ln \frac{h_0}{h_2}}{\ln \frac{h_0}{h_1}} + \sqrt{\frac{2D_p}{\Delta_2}} \frac{\ln \frac{h_1}{h_2}}{\ln \frac{h_0}{h_1}} \right) \right] \quad (\text{IV.69})$$

trong đó $P_0 = \mu(d_u/2)$; $h_2 = h_0 - (\Delta h + \Delta_2)$. Ở đây Δ_2 - độ biến dạng đàn hồi các dải khi cắt tải; μ_1 - hệ số ma sát lỏng các ổ trục tì; d_u - đường kính ngông trục tì.

Các kết quả tính toán cho biết rằng, độ chênh lệch giữa số liệu tính toán và số liệu thực nghiệm về lực không quá $\pm 15,0\%$, về mức tiêu hao năng lượng riêng - không quá $\pm 10,0\%$.

10. TÍNH CÁC LỰC KHI CÁN HÀNH TINH

Các lực khi cán hành tinh được tính toán theo phương pháp giống như khi cán dọc (xem chương IV, phần 1), nhưng có xét đến các điểm sau đây:

- 1) Tính phân tán đáng kể của biến dạng;
- 2) Độ biến dạng tổng cộng cao của dải cán sau vài chu trình (20-40);
- 3) Sự thay đổi các kích thước trung tâm biến dạng, tốc độ, mức biến dạng và nhiệt độ theo chiều dài vùng ép lún (từ điểm để đi vào trục làm việc khi tiếp xúc với kim loại tới điểm đi ra);
- 4) Sự biến dạng bề mặt (có vùng không biến dạng ở giữa dải cán) ở phần phía trước vùng ép lún;
- 5) khoảng lặng thời gian ngắn giữa các hành trình của các trục cán trên vùng ép lún ($t = 0,01 \div 0,0015$);
- 6) Sự hiện diện của các vùng bên hông không tiếp xúc ở phần đáng kể của vùng ép lún khi cán hành tinh định hình (xem phần 10 chương III) trong trường hợp này lực cán được xác định theo công thức $P_x = p_x F_x$.

Khi cán trên thân trục trơn, áp suất tiếp xúc được tính có xét đến ảnh hưởng của ma sát ngoài (phần 4 chương IV), của các vùng ngoài (phần 10, chương III), của mức dâng (phần 5 chương IV), còn khi cán bằng các lỗ khuôn - có xét đến chiều rộng biến đổi của thép hình và các vùng ngoài bên hông.

Khi xác định mức và tốc độ biến dạng, nên tính đến độ sâu xâm nhập biến dạng h_{xd} , mà phụ thuộc vào các thông số hình học của trung tâm biến dạng tức thời và

các thông số kết cấu máy cán. Ví dụ, đối với máy cán hành tinh định hình 100 trị số h_{xd} thay đổi từ 0,12 h_x tại điểm đầu vào đến $h_{xd} = h_x$ ở phần giữa vùng ép lún.

Mức biến dạng ở trung tâm biến dạng tức thời được xác định theo biểu thức

$$\varepsilon_x = \frac{2\Delta h_x}{h_{xd}} \quad (IV.70)$$

$$\text{còn tốc độ biến dạng } U_x = \frac{\omega_c R_{op}}{l_x} \varepsilon_x \quad (IV.71)$$

ở đây Δh_x - mức ép lún ở trung tâm biến dạng tức thời; h_{xd} - độ sâu lớp biến dạng của trung tâm biến dạng tức thời; ω_c - tốc độ góc của các vòng cách; R_{op} - bán kính quỹ đạo $R_{op} = R_{on} + d_p$.

Khi xác định sức bền biến dạng có xét đến nhiệt độ, tốc độ và mức biến dạng, nên nhớ rằng trong thời gian các khoảng lặng ngắn ($t = 0,1 \div 0,01$) giữa các lần cán của các trục làm việc trên vùng ép lún, các quá trình tái kết tinh không kịp diễn ra. Độ biến dạng trong từng mặt cắt tức thời bằng tổng độ biến dạng thực, mà mặt cắt (của sản phẩm cán) nhận được

$$\varepsilon_{x\Sigma} = l_n \frac{h_0}{h_x} \quad (IV.72)$$

Trong quá trình biến dạng trên các máy cán hành tinh diễn ra sự nung nóng kim loại đến 100 – 150°C và có thể xác định được nhiệt độ trong từng mặt cắt của vùng ép lún theo phương trình

$$T_x = T_0 + \left(\frac{F_0}{F_x} - 1 \right) \frac{\Delta T}{F_0/F_1 - 1} \quad (IV.73)$$

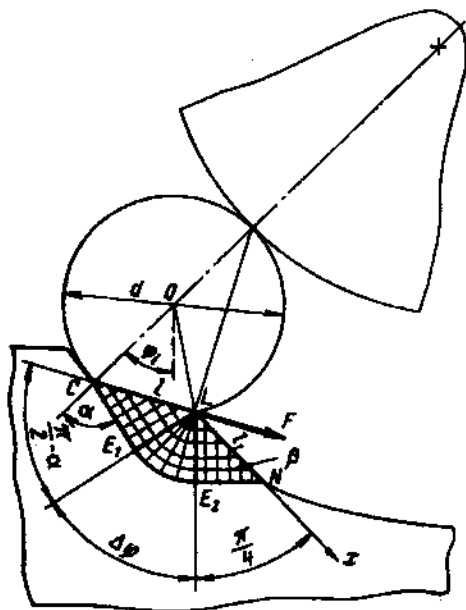
trong đó T_0 - nhiệt độ ở đầu vùng ép lún; ΔT - tổng mức nung nóng kim loại; F_0 và F_x - các diện tích của mặt cắt ngang dải cán trước khi đi vào giá cán hành tinh và ở mặt cắt tức thời thuộc vùng ép lún.

Khi phân tích quá trình cán tấm theo kiểu hành tinh nên nhớ rằng các kích thước và hình dạng trung tâm biến dạng thay đổi theo mức chuyển động của trục làm việc dọc các vùng ép lún.

Có thể dùng thông số m làm tiêu chuẩn của các thay đổi này (tương tự sự cán tấm dọc), thông số này là tỉ số giữa chiều dài cung cạp và độ dày trung bình của dải giữa các trục cán: $m_i = l_i/h_{cpi}$.

Ở đầu vùng ép lún, thông số này rất nhỏ (trong nhiều trường hợp $m \leq 0,05$) sau đó tăng lên, đạt các trị số đáng kể ở cuối vùng ép lún. Có những trường hợp ở cuối vùng ép lún $m > 7$ nhưng đa phần các sơ đồ cán cho các máy diễn ra với $m \leq 2$.

Trong những điều kiện như vậy, việc giải quyết nhiệm vụ tính toán



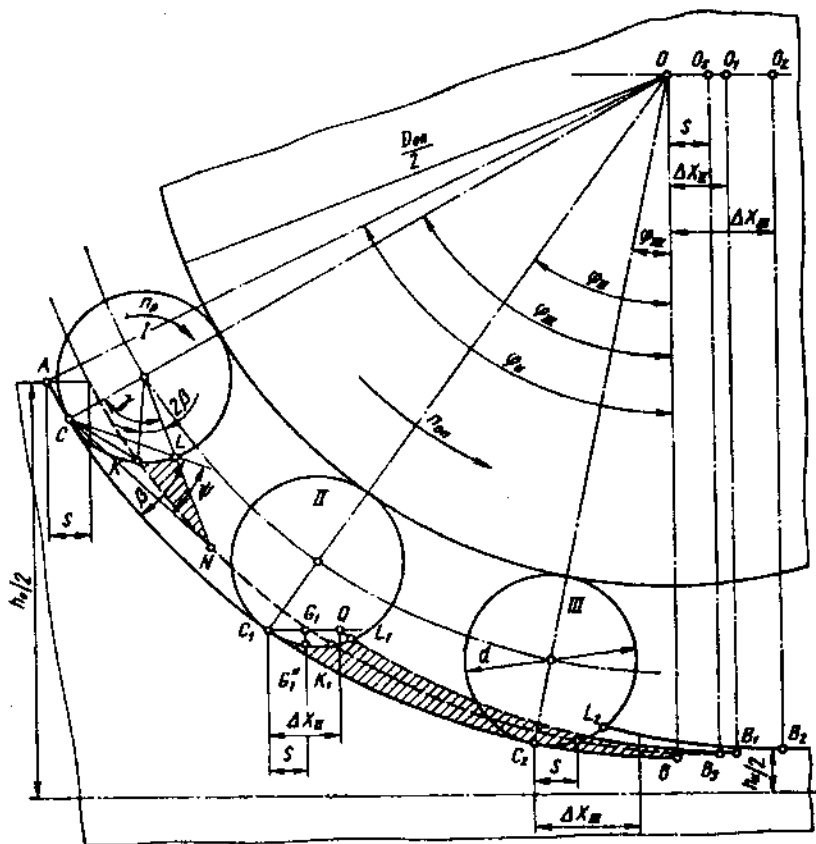
Hình IV.10. Trường đặc tuyến khi trục làm việc đi vào vùng biến dạng

các độ biến dạng và các ứng suất cho sự biến dạng phẳng chung quy là việc khảo sát trường đặc tuyến.

Ở giai đoạn cán thứ nhất, khi $m \leq 2$, trường đặc tuyến (hình IV.10) gần hai vùng hình tam giác, trong đó các đặc tuyến là các đường thẳng vuông góc với nhau, và vùng hình quạt, trong đó các đặc tuyến là các bán kính và các đường tròn đồng tâm có tâm tại điểm giao nhau của đường bao chuyển dịch và đường tròn trục làm việc. Sau khi định ra các dải thay đổi các lực ma sát tiếp tuyến trên bề mặt tiếp xúc của các trục cán với kim loại, ta xác định các thông số trường đặc tuyến, sau đó là chiều dài cung cặp ở giai đoạn thứ nhất căn cứ theo sự tương ứng với công, căn cứ vào sự bằng nhau của thể tích, đã được tích lũy ở phía trước trục làm việc dưới dạng sóng dẻo, và thể tích chuyển dịch (vị trí trục làm việc trên hình IV.11). Phương pháp tính toán giai đoạn thứ hai dựa trên giả thuyết rằng từ thời điểm mà biến dạng dẻo lan ra toàn bộ mặt cắt dải cán, thì đường bao ban đầu lệch đi một khoảng ΔX (vị trí của trục cán trên hình IV.11, I và II) được ấn định bởi thể tích kim loại chuyển dịch.

Chiều dài cung cặp được xác định như là khoảng cách giữa điểm C_1 hay C_2 của trục cán khi tiếp xúc với đường bao ban đầu và điểm (L_1 hay L_2) giao nhau của đường tròn trục với đường bao đã chuyển dịch, hơn nữa có thể đơn giản hóa cách giải bài toán này bằng cách trình bày các đường cong nói trên dưới dạng parabol.

Đoạn trong vùng giữa giai đoạn thứ nhất và giai đoạn thứ hai cũng đòi hỏi xem xét kỹ lưỡng, độ choán của đoạn này chiếm 10-20% vùng ép lún điều không



Hình IV.11. Sơ đồ các thể tích đã chuyển dịch cho ba vị trí trục cân trong vùng biến dạng.

cho phép bỏ qua đoạn này thậm chí trong trường hợp, tính gần đúng. Trên đoạn này, chiều dài cung cạp được xác định theo các công thức của giai đoạn thứ nhất, cho $m > 0,12$, còn chiều dài cung cạp được xác định theo các công thức của giai đoạn thứ hai sẽ dẫn tới $m < 0,12$. Trên đoạn này nên xác định chiều dài cung cạp căn cứ vào chỗ thông số m không đổi và bằng $0,12$.

Việc xác định diện tích tiếp xúc khi cán hành tinh trên các máy cán của hệ thống Xelicov – Nosal có những đặc điểm riêng, vì sự ép lún các phôi được thực hiện lần lượt bằng các trục cán gắn trong các vòng cách bố trí ở hai mặt phẳng vuông góc với nhau. Các trục cán của các vòng cách ngang lệch nửa bước so với trục cán của các vòng cách đứng. Trong quá trình cán có sự ép lún bốn phía như vậy, khác với sự cán tấm hành tinh, không chỉ chiều dài cung tiếp xúc của trục với kim loại, mà cả chiều rộng trung tâm biến dạng tức thời cũng thay đổi tùy theo vị trí góc của trục cán.

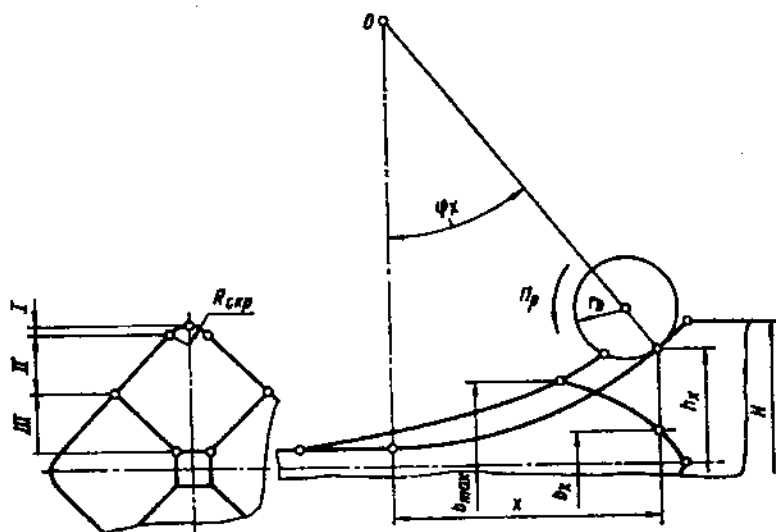
Khi nạp phôi “tới gờ”, nhằm hạ thấp tải trọng, chiều rộng trung tâm biến dạng được xác định cho từng đoạn (hình IV.12):

$$\begin{aligned}
 b_{x_1} &= 2 \sqrt{\left[\frac{H-h}{2} - R_0(1 - \cos\varphi_x) \right] \left[2r - \frac{H-r}{2} + R_0(1 + \cos\varphi_x) \right]}; \\
 b_{x_2} &= H - h + 0,82r - 2R_0(1 - \cos\varphi_x); \\
 b_{x_3} &= h + 2R_0(1 - \cos\varphi_x)
 \end{aligned}
 \tag{IV.74}$$

Do các phương trình được tìm ra mà không tính đến độ mở rộng tích lũy, nên chiều rộng thực sẽ lớn hơn 8-10%.

Trên hình IV.13 trình bày thân ép lún cho vị trí góc đã định của cặp trục cán ngang (đường cong b). Đường bao thân ép lún sau khi đi qua cặp trục đứng là đường cong a.

Khi xác định chiều dài cung tiếp xúc $BK_3 = l_x$ ta đưa ra các giả thiết sau đây:



Hình IV.12. Sơ đồ xác định diện tích tiếp xúc khi cán hành tinh định hình

1) Sự phân bố thể tích nạp giữa các cặp trục đứng và ngang là đều;

2) Sự phân bố thể tích nạp giữa từng trục của bất kỳ cặp nào cũng là đều và như vậy, lượng nạp cho từng trục của cặp được xem xét phải giống nhau;

3) Các mặt cắt ngang của thân ép lún, mà vuông góc với trục cán trước khi chạy các trục, cũng vẫn vuông góc sau khi chạy các trục.

Căn cứ vào các giả thiết nói trên, sau khi các trục ngang chạy, thân ép lún cũng vẫn giống như sau khi

Chiều dài cung cấp $l_x = BK_3$ (hình IV.13) ở trung tâm biến dạng tức thời được xác định tùy theo mức lệch đường bao ban đầu so với độ ép lún trong hai mặt phẳng - ngang và đứng. Mức lệch tức thời đường bao ban đầu thân ép lún cho vị trí góc của trục cán (không tính đến thể tích kim loại bị chiếm bởi trục cán), có xét đến số lượng cặp trục lần lượt ép phối trong hai mặt phẳng ($n = 2$), sẽ là

$$t_x = \frac{V_1}{F_x} = \frac{s}{2} \left(\frac{F_0}{F_x} - 1 \right) \quad (IV.75)$$

ở đây F_0 - diện tích mặt cắt ngang phôi ban đầu; F_x - diện tích mặt cắt hình ép lún cho vị trí góc quy định φ_x ; S - lượng nạp tới trục

Độ lệch toàn phần đường bao ban đầu được xác định bằng phương trình

$$\Delta x = s + 2t_x = s \frac{F_0}{F_x} \quad (IV.76)$$

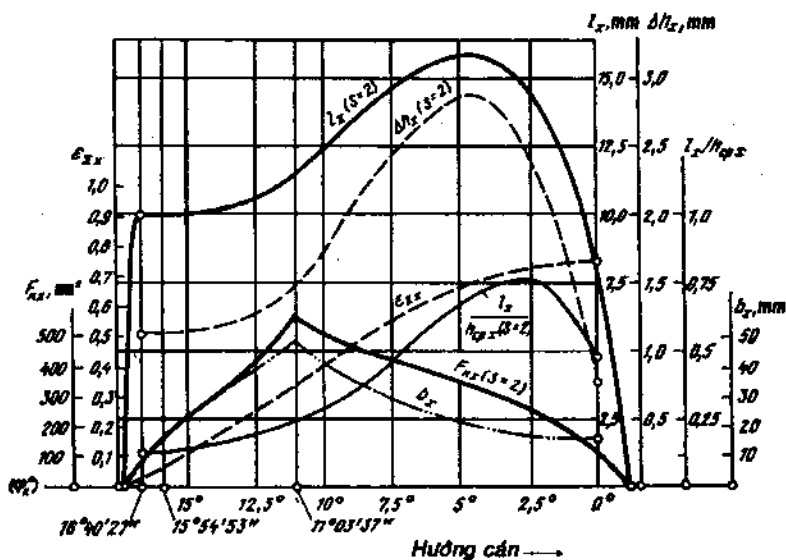
Đối với đoạn thân ép lún, mà ở đó $\Delta_x \geq 2r_B \sin \varphi_x$, trị số độ ép lún

$$\Delta h_x = 2\Delta_x \sin \varphi_x \quad (IV.77)$$

Chiều dài cung tiếp xúc trục cán với kim loại được xác định như là

$$l_x = \sqrt{r_B \Delta h_x} \quad (IV.78)$$

Khi xác định l_x trên đoạn thân ép lún, mà ở đó $\Delta_x = 2r_B \sin \varphi_x$ ta làm cho đoạn đường bao ngoài K_3B_3 bằng cung B_3D_3 bán kính quỹ đạo vòng cách R_{op} và xác định các thông số



Hình IV.14

$$u = \Delta x + R_c \sin \varphi_x \quad (\text{IV.79})$$

$$m = \frac{u \sqrt{2r_B}}{2R_c}; \quad n = R_{op}(1 - \cos \varphi_x) - \frac{u^2}{2R_c} \quad (\text{IV.80})$$

Góc cung tiếp xúc trực cần với kim loại

$$\alpha_x = \varphi_x + \arccos \left[\frac{r_B (\sqrt{m^2 - n^2} - m)}{r_B} \right] \quad (\text{IV.81})$$

Độ ép lún tức thời cho đoạn đã định được xác định bằng phương trình

$$\Delta h_x = 2r_B(1 - \cos \alpha_x) \quad (\text{IV.82})$$

còn chiều dài cung tiếp xúc là

$$l_x = \sqrt{r_B \Delta h_x} \quad \text{hoặc} \quad l_x = r_B \alpha_x \quad (\text{IV.83})$$

Khi đường tâm trục cán nằm trong mặt phẳng đi qua đường tâm vòng cách, thì có thể biểu hiện độ lệch toàn phần đường bao ban đầu như là

$$\Delta x = \sqrt{r_B \Delta h_x} + \sqrt{R_{op} \Delta h_x} \quad (\text{IV.84})$$

do đó, độ ép lún tức thời cho vị trí này

$$\Delta h = \frac{\Delta x^2}{\left(\sqrt{r_B} + \sqrt{R_{op}}\right)^2} \quad (\text{IV.85})$$

Vị trí trục cán, mà ở đó $\Delta x = 2r_B \sin \varphi_x$, được xác định bằng phương trình

$$\sin \varphi_x = s \frac{F_o}{8r_B} \frac{1}{(L - R_{op} \cos \varphi_x)} \quad (\text{IV.86})$$

ở đây L - khoảng cách từ tâm quay vòng cách đến trục cán.

Trên đoạn từ $\varphi_x = 0$ đến φ_B (góc, chỉ vị trí trục tại thời điểm không còn tiếp xúc với kim loại nữa), với độ chính xác đáp ứng được đối với các tính toán thực tế, có thể chấp nhận rằng l_x thay đổi cho đến khi bằng không (o) theo quy luật tuyến tính.

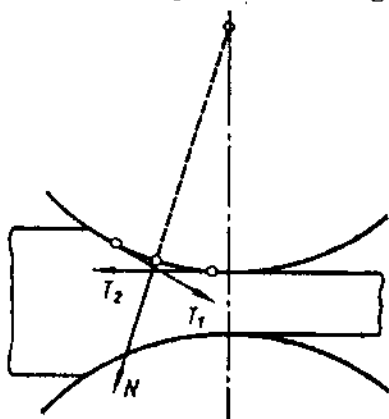
Trên hình IV.14 trình bày các mức phụ thuộc l_x , Δh_x , l/h_{cpx} , $\varepsilon_{\Sigma x} b_x$ vào vị trí góc trục cán khi cán phôi mặt cắt vuông có cạnh 64mm thành dải mặt cắt vuông có cạnh 16mm với các lượng nạp khác nhau. Đường kính quỹ đạo các tâm các trục cán 1400mm, đường kính các trục cán 175mm.

11. HƯỚNG CÁC LỰC TÁC ĐỘNG LÊN CÁC TRỤC KHI CÁN

Các lực, mà được đặt từ kim loại cán tới trục, được cộng từ các lực pháp tuyến và các lực tiếp tuyến (hình IV.15). Hướng các hợp lực này phụ thuộc vào phương pháp và các điều kiện cán. Trong trường hợp riêng biệt có thể xác định hướng hợp lực theo điều kiện cân bằng kim loại cán. Trong quá trình cán đơn giản, các hợp lực sẽ có hướng song song các đường nối các tâm hai trục cán, còn khi bố trí các trục nằm ngang thì các hợp lực sẽ có hướng thẳng đứng (bảng IV.10).

Hướng các hợp lực sẽ là hướng thẳng đứng khi tuân thủ được các điều kiện sau đây:

Cả hai trục cán có đường kính và tốc độ vòng bằng nhau, kim loại cán có sự đồng nhất các cơ tính; kim loại chuyển động đều và không có bất kỳ lực nào khác tác động lên nó, trừ các lực từ các trục đi tới.



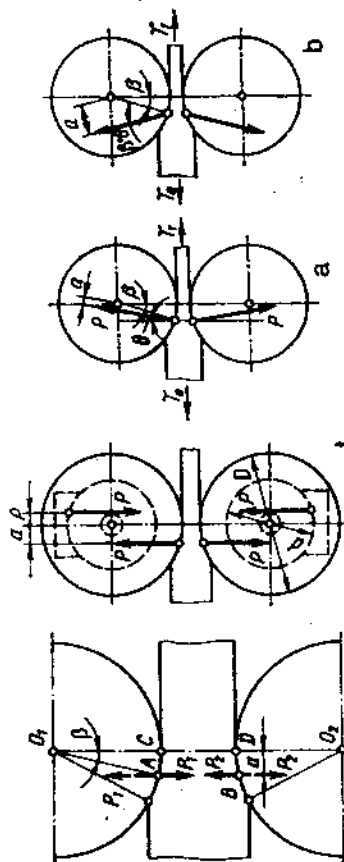
Hình IV.15. Các hợp lực pháp tuyến và tiếp tuyến, mà được đặt từ trục cán tới kim loại cán.

Tuy nhiên, trên thực tế không phải lúc nào cũng có được các điều kiện này, và như vậy hợp lực sẽ không có hướng thẳng đứng. Smirnov đã giải được bài toán xác định các thông số cán không đối xứng với các đường kính trục không bằng nhau trên cơ sở đưa góc nghiêng dải cán vào tính toán.

BẢNG IV.10. HƯỚNG CÁC LỰC TÁC ĐỘNG LÊN CÁC TRỤC TRONG CÁC QUÁ TRÌNH CÁN KHÁC NHAU

Quá trình cán	Các công thức để xác định mômen M cần thiết cho bộ dẫn động trục cán và lực bên tác động lên các ổ trục
1	2
Hai trục dẫn động có các đường kính và các tốc độ vòng khác nhau, kim loại cán có sự đồng nhất các tính chất, chuyển động đều, không bị tác động bởi bất kỳ lực nào khác, trừ các lực từ các trục (quá trình cán đơn giản) 1) Không tính đến tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục (hình IV.16) 2) Có tính đến tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục (hình IV.17) Sự cân diễn ra trong những điều kiện như trong quá trình cán đơn giản, nhưng dải cán khi đi vào và ra khỏi các trục thì chịu căng do tác động của các lực T_0 và T_1: $T_0 < T_1$.	1) $M = P_a = PR \sin \beta \approx P 0,5 \sqrt{r \Delta h}$ 2) $M = P(a + \rho) = P(R \sin \beta + d \mu_1 / 2)$ ở đây d - đường kính ngỗng trục; μ_1 - hệ số ma sát của ngỗng trong ổ trục; ρ - bán kính đường tròn ma sát của ngỗng trục.

1	2
1) Không tính đến tiêu hao cho ma sát trong ổ trục (hình IV.18,a)	1) $M = P_a = PR\sin(\beta - \theta)$; $X = \frac{T_1 - T_0}{2}$; $\sin\theta = \frac{T_1 - T_0}{2P}$ Khi $\beta = \theta$ sự cân diễn ra chỉ do sức căng phía trước của dải; X - hình chiếu ngang của lực P 2) Lực cân phải có để kéo kim loại qua các trục không tải là $T_1 - T_0 = 2P\sin(\beta + \theta_1)\sin\varphi = 2\rho/D = d/D \cdot \mu_1$ 3) $M = P_{a2} = PR\sin(\beta + \theta)$ $X = \frac{T_0 - T_1}{2}$; $\sin\theta = \frac{T_0 - T_1}{2P}$
2) Cho máy cán có các trục không tải, có xét đến tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục (hình IV.19) 3) Cũng như trên, với $T_0 > T_1$, không tính đến tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục (hình IV.18,b). Một trục dẫn động (ví dụ, trục dưới), trục kia quay do ma sát giữa kim loại cán và mặt trục không tải. Tất cả các điều kiện khác tương ứng quá trình cán đơn giản (hình IV.20)	1) $M_2 = P_{a2} = P(D + h_1)\sin\beta_1$; $X = P\sin\beta_1$ 2) $M_2 = P(a_2 + \rho) = P(D + h_1)\sin(\beta + \varphi)$ $\sin\varphi = (d/D)\mu_1$
1) Không tính tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục 2) Có tính tiêu hao cho ma sát trong các ổ trục	



Hình IV.16

Hình IV.17

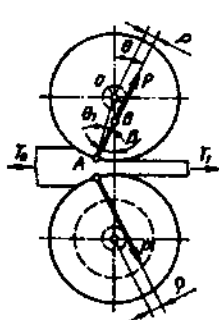
Hình IV.18

Hình IV.16. Hướng các hợp lực chung từ trục đặt vào kim loại đặt vào các trục (đường đứt)

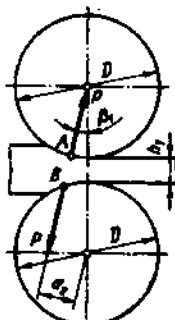
Hình IV.17. Hướng các hợp lực tác động lên các trục, trong quá trình cân đơn giản có tính đến ảnh hưởng của ma sát trong các ổ trục

Hình IV.18. Hướng các lực tác động lên các trục, khi cân có sức căng:

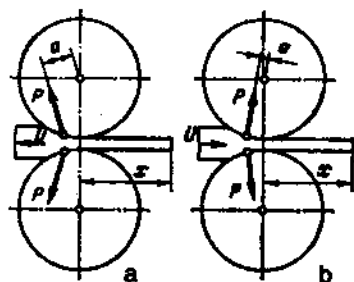
a) $T_0 < T_1$; b) $T_0 > T_1$



Hình IV.19



Hình IV.20



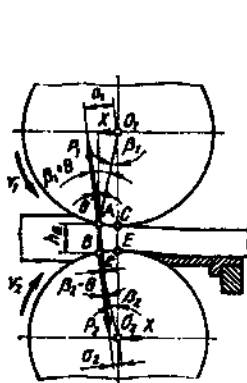
Hình IV.21

Hình IV.19. Hướng các lực tác động lên các trục không tải

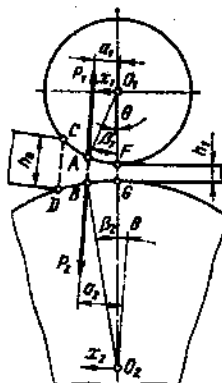
Hình IV.20. Hướng các lực tác động lên các trục, khi chỉ có trục dưới dẫn động

Hình IV.21. Hướng các lực tác động lên các trục, khi kim loại cán chuyển động đều:

a) Chuyển động nhanh; b) Chuyển động chậm



Hình IV.22



Hình IV.23

Hình IV.22. Các lực tác động lên các trục khi cán với áp suất trên ($D_1 > D_2$)

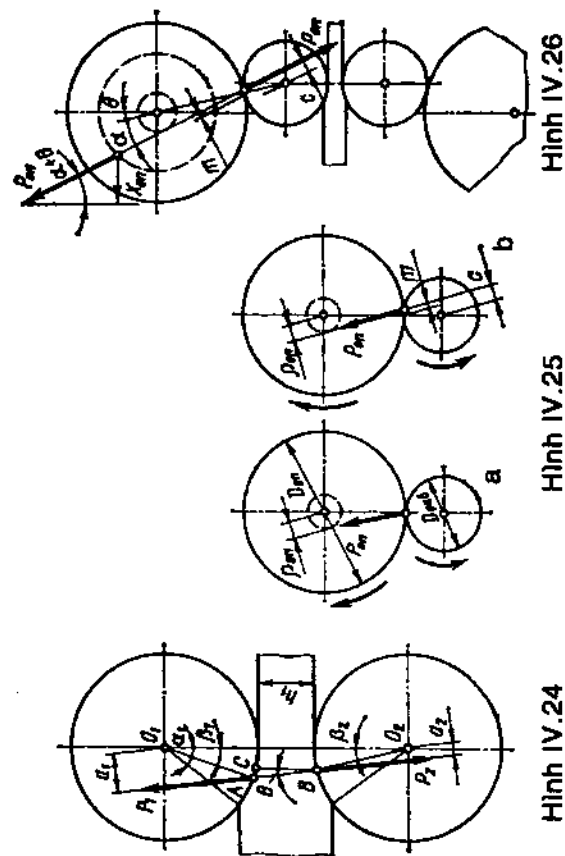
Hình IV.23. Các lực tác động lên các trục có các đường kính khác nhau

Phần tiếp theo bảng IV.10

1	2
Các trục quay, không đều, kim loại cán ra khỏi các trục với gia tốc. Tất cả các điều kiện khác tương ứng quá trình cán đơn giản: (hình IV.21) 1) Khi chuyển động nhanh 2) Khi chuyển động chậm	$M = P_a = PR \sin(\beta \pm \theta)$ $X = \frac{U}{2} = \frac{1}{2} G_j \left[\frac{1}{\lambda} + \frac{x}{1} \left(1 - \frac{1}{\lambda} \right) \right]$ $\sin \theta = U : 2P$ ở đây G - khối lượng kim loại cán; λ - độ giãn dài; l - chiều dài dải cán; g - gia tốc rơi tự do; j - gia tốc của kim loại khi ra khỏi các trục; U - lực quán tính $M_1 = P_{a1} = PR_1 \sin(\beta_1 + \theta)$ $M_2 = P_{a2} = PR_2 \sin(\beta_2 - \theta)$ $X = P \sin \theta$ ở đây $\theta = e/h_{AB}$ $M_1 = P_{a1} = PR_1 \sin(\beta_1 - \theta)$ $M_2 = P_{a2} = PR_2 \sin(\beta_2 + \theta)$
Các trục có các tốc độ vòng khác nhau và các đường kính khác nhau. Tất cả các điều kiện khác tương ứng quá trình cán đơn giản. Cán với áp suất trên hoặc dưới (hình IV.22) Các tốc độ vòng của hai trục bằng nhau, còn đường kính của	

1	2
một trong hai trục lớn hơn nhiều so với trục kia. Tất cả các điều kiện khác tương ứng quá trình đơn giản (hình IV.23) Sự cán diễn ra với những điều kiện giống như trong quá trình cán đơn giản, nhưng lớp trên của kim loại cán nóng, lên tới nhiệt độ cao hơn so với lớp dưới - sự không đồng nhất các cơ tính kim loại cán (hình IV.24) Cán trên máy cán bốn trục: 1) Các trục làm việc là các trục dẫn động (hình IV.25)	$\operatorname{tg} \theta = \frac{R_2 \sin \beta_2 - R_1 \sin \beta_1}{h_1 + R_1(1 - \cos \beta_1) + R_2(1 - \cos \beta_2)}$ $M_1 = P_{a1} = PR_1 \sin(\beta_1 + \theta)$ $M_2 = P_{a2} = PR_2 \sin(\beta_2 - \theta)$ $\operatorname{tg} \theta = \frac{\beta_1 - \sin \beta_2}{h_1/R + 2 - \cos \beta_1 - \cos \beta_2}$ $1) M_{on} = P_{on} \left[\frac{D_p}{D_{on}} \rho_{on} + m \left(1 + \frac{D_p}{D_{on}} \right) \right];$ $M_{on} = P \sin(\alpha \pm \theta)$ $M_p = M_{np} + M_{on} + M_{np} =$ $= P_{npa} + P_{on} \left[\frac{D_p}{D_{on}} \rho_{on} + m \left(1 + \frac{D_p}{D_{on}} \right) \right] + T \rho_p$ Với $T_1 = T_o = 0$
Cũng như trên (hình IV.26)	

1	2
Cũng như trên (hình IV.27)	$T = X = P_{on} \sin \alpha; P_{on} = P_{np} \frac{1}{\cos(\alpha + \theta)}. \text{ Với } T_1 > T_0:$
Cũng như trên (hình IV.28)	$T = P_{on} \sin \alpha + P_{np} \sin \gamma_1; P_{on} = P_{np} \frac{\cos \gamma_1}{\cos(\alpha + \theta)}$ Và khi $T_0 > T_1$: $T = P_{on} \sin \alpha - P_{np} \sin \gamma_2; P_{on} = P_{np} \frac{\cos \gamma_2}{\cos(\alpha + \theta)}$
2) Các trục từ dẫn động (hình IV.29)	$2) M_{on} = P_{on} \left(\frac{D_{on}}{2} \sin \alpha + m + \rho_{on} \right)$ $\sin \alpha = \frac{P \left[\frac{D_p}{2} \sin(\beta \pm \theta) + \rho_p \right] + m}{\frac{D_p}{2} - \rho_p}$ $X = P \sin \varphi + P_{on} \sin \alpha$



Hình IV.24

Hình IV.25

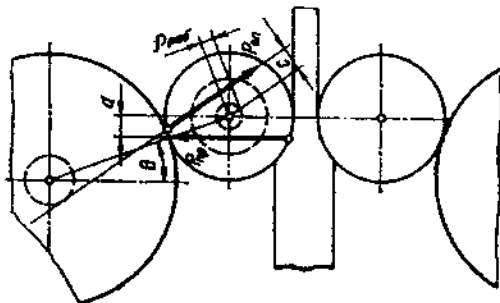
Hình IV.26

Hình IV.24. Các lực tác động lên các trục khí cân kim loại nóng không đều.

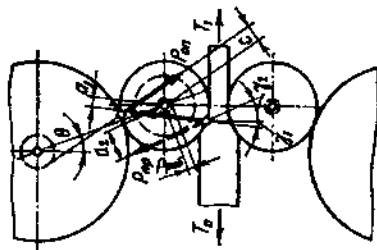
Hình IV.25. Hướng lực tác động lên trục ti:

a) Không tính đến ma sát lần giữa các trục; b) Có tính đến ma sát lần

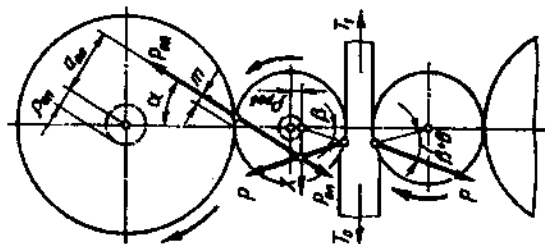
Hình IV.26. Các lực tác động lên các ổ trục ti và lên trục làm việc theo bề mặt tiếp xúc



Hình IV.27

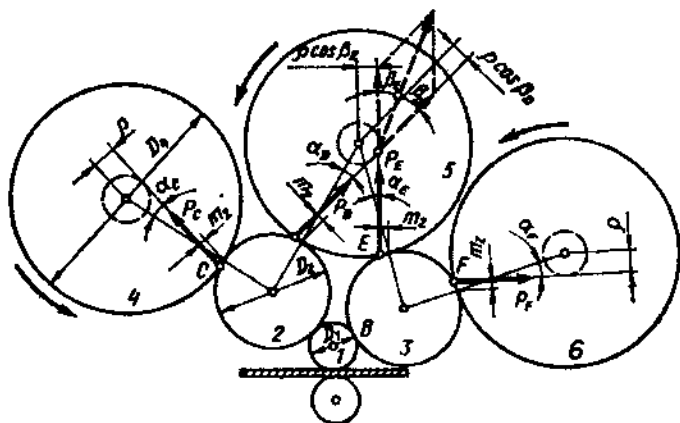


Hình IV.28

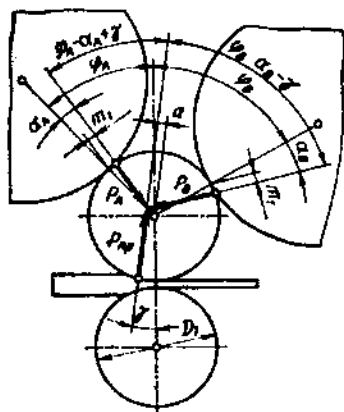


Hình IV.29

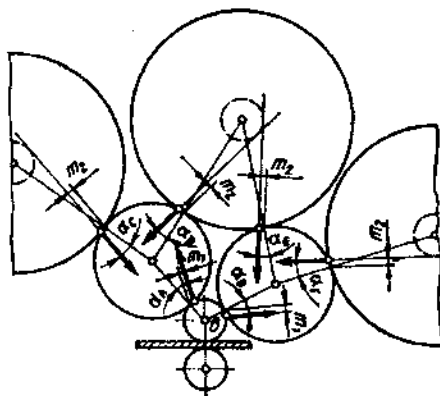
Hình IV.27. Các lực tác động lên trục làm việc khi cân không có sức căng hoặc khi $T_0 = T_1$
 Hình IV.28. Các lực tác động lên trục làm việc khi cân có sức căng (hướng lực P_{np} được thể hiện bằng đường liến cho trường hợp $T_0 < T_1$ và bằng đường đứt - cho $T_0 > T_1$)
 Hình IV.29. Hướng các lực tác động lên các trục của máy cân bốn trục khi các trục từ dẫn động, còn các trục làm việc - các trục không tải



Hình IV.30. Các lực tác động lên các trục tỉ chính của máy cán 12 trục



Hình 31



Hình 32

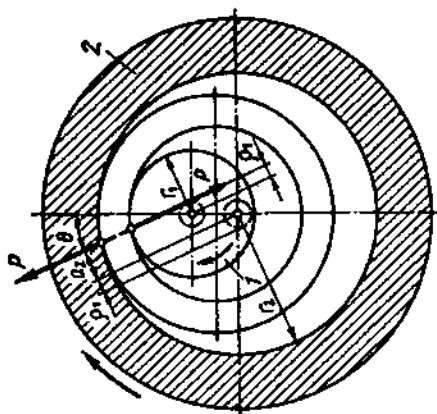
Hình IV.31. Các lực tác động lên trục làm việc của máy cán 12 trục

Hình IV.32. Các lực tác động lên các trục tỉ trung gian (các trục dẫn động) của máy cán 12 trục

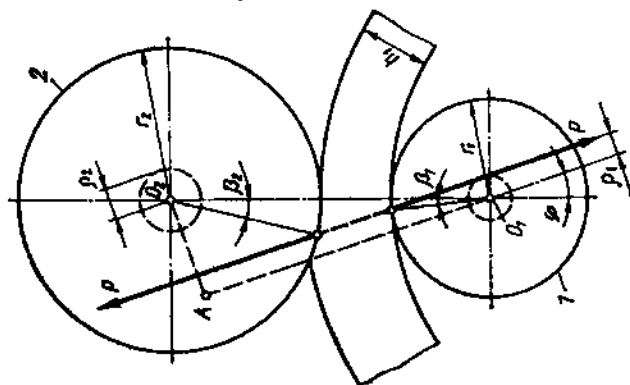
Phần tiếp theo bảng IV.10

1	2
Cán trên máy 12 trục, trục 2 và trục 3 dẫn động (hình IV.30)	$M = P_{np} a \frac{D_2}{D_1} + (P_A + P_B) \left(1 + \frac{D_2}{D_1} \right) m_1 +$ $+ (P_C + P_D + P_E + P_F) \left[\frac{D_2}{D_1} \rho + \left(1 + \frac{D_2}{D_1} \right) m_2 \right]$
Cũng như trên (hình IV.31)	$P_A = P_{np} \frac{\sin(\varphi_B + \alpha_A - \gamma)}{\sin(\varphi_A + \varphi_B)}$
Cũng như trên (hình IV.32)	$P_B = P_{np} \frac{\sin(\varphi_A - \alpha_A + \gamma)}{\sin(\varphi_A + \varphi_B)}; \text{ v.v...}$
Cán các vành hoặc các đai: trục thứ nhất - dẫn động, trục thứ hai - không tải (hình IV.33)	$M = P(a_1 - \rho_1) = P[(R_1 + R_2 + h_1) \times$ $x = P \sin \psi; \psi = \beta_2 + \varphi_2 \times \sin(\psi + \rho_1 - \rho_2)]$

1	2
Cán các vòng trong khuôn: khuôn 1. dẫn động, trục 2. không tải (hình IV.34)	Khi bố trí công xon các trục $\rho_1 = \frac{A\rho_A + B\rho_B}{P};$ $\rho_2 = \frac{C\rho_C + E\rho_E}{P}$ ở đây A và B - tải trọng trên các ổ trục ngoài; C và E - tải trọng trên các ổ trục trong; $\rho_A, \rho_B, \rho_C, \rho_E$ - các bán kính các đường tròn ma sát của các ổ trục $M = P(a + \rho_1) = P[(R_1 - R_2 - H_1) \times \sin(\psi + \rho_1 + \rho_2)]$ ở đây $\psi = \beta_2 + \varphi_2$; $\sin\varphi_2 = \rho_2/R_2$



Hình 34



Hình 33

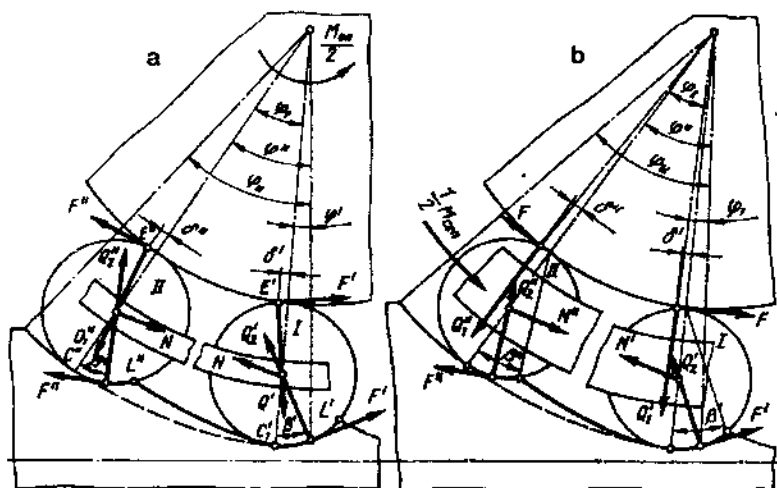
Hình IV.33. Hướng các lực tác động lên các trục của máy cán vòng;

1. Trục không dẫn động; 2. Trục dẫn động

Hình IV.34. Hướng các lực tác động lên các trục khi cán vòng giữa trục trong (1) và trục (2) được chế tạo dưới dạng khuôn

12. KHI HƯỚNG CÁC LỰC TÁC ĐỘNG LÊN CÁC TRỤC KHI CÁN HÀNH TINH

Khi xác định hướng các lực tác động trong các máy cán hành tinh, cần chú ý rằng các thông số của giá các máy cán tấm được chọn sao cho sự cán được tiến hành với sự trùng hợp, nghĩa là cặp trục làm việc kế tiếp phải đi vào vùng biến dạng trước khi cặp trục trước đi ra. Với điều kiện này lực dẫn tiến (nạp) có dấu không đổi. Muốn vậy, bước góc giữa các trục làm việc φ_t được chọn nhỏ hơn góc φ_u của đường bao ban đầu (hình IV.35), nghĩa là nhỏ hơn góc, mà với nó trục làm việc bắt đầu ép lún dải cán.



Hình IV.35. Các lực tác động lên các trục làm việc, khi trong vùng ép lún có hai cặp trục làm việc:

a) Dẫn động qua các trục tì; b) Dẫn động qua bộ tách

Từ những gì đã trình bày rút ra được rằng, với các góc $\varphi_t > \varphi > \varphi_u - \varphi_t$ thì trong vùng biến dạng có một cặp trục làm việc, giống như khi cán trên các máy cán có sự ép lún bốn phía, trong các máy này không có trục tì.

Với các góc $\varphi_u > \varphi > \varphi_t$ và $\varphi_u - \varphi_t > \varphi > 0$ trong vùng biến dạng có hai cặp trục. Các phương án hệ thống dẫn động (dẫn động qua các trục tì, dẫn động qua các bộ tách) đã đưa những khác biệt thực sự vào sơ đồ lực.

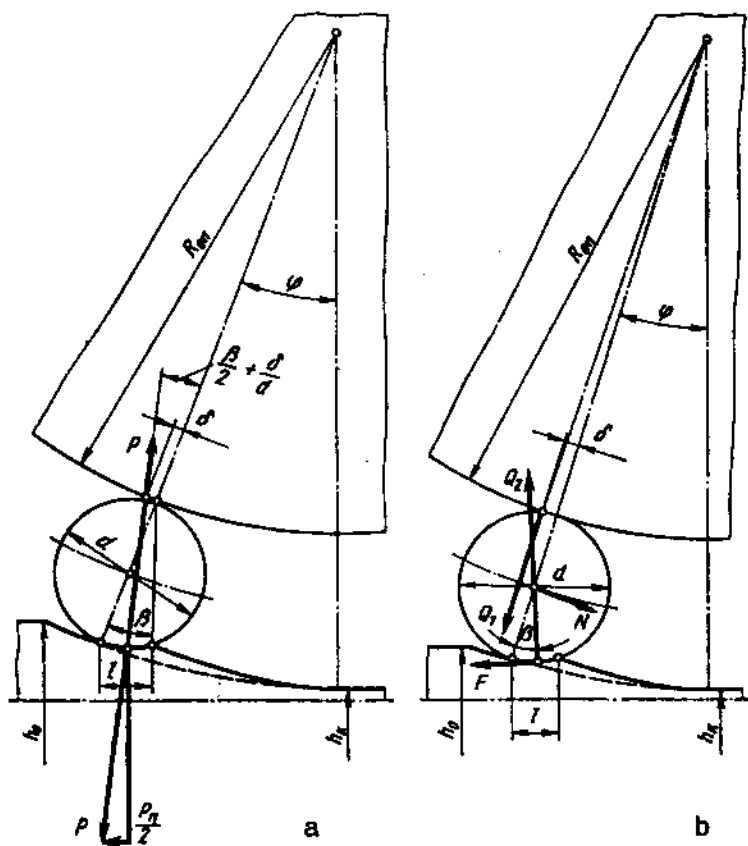
Điểm đặt hợp lực cán, khi mà trong vùng biến dạng có một cặp trục (hình IV.36), đứng cách điểm ra của kim loại (từ các trục làm việc) một khoảng là ψl (tương tự với quá trình cán thông thường có thể chấp nhận ψ gần bằng 0,5l cho toàn bộ vùng). Các hướng các vectơ lực cán và phản lực trục tì tới trục làm việc được ấn định bởi các điều kiện cân bằng trục làm việc.

Nếu bỏ qua ma sát trong các ổ trục, thì khi dẫn động qua các trục tì, các vectơ nói trên sẽ có hướng theo một đường và ngược nhau. Đường này nghiêng một góc $\frac{\beta}{2} \pm \frac{m}{d}$ so với đường nối các tâm của trục làm việc và trục tì (β - góc cung cặp, tay đòn ma sát lăn trục làm việc theo trục tì). Như vậy tổng mômen (hình IV.36) phải đặt vào các trục tì:

$$M_{on} = PD_{on} \frac{\beta}{2} + P_m \frac{D_{on} + 2d}{d} \quad (IV.87)$$

Tương ứng, lực dẫn tiến bằng

$$P_n = 2P \left(\varphi - \frac{\beta}{2} - \frac{m}{d} \right) \quad (IV.88)$$



Hình IV.36. Các lực tác động lên trục làm việc; khi trong vùng ép lún có một cặp trục:

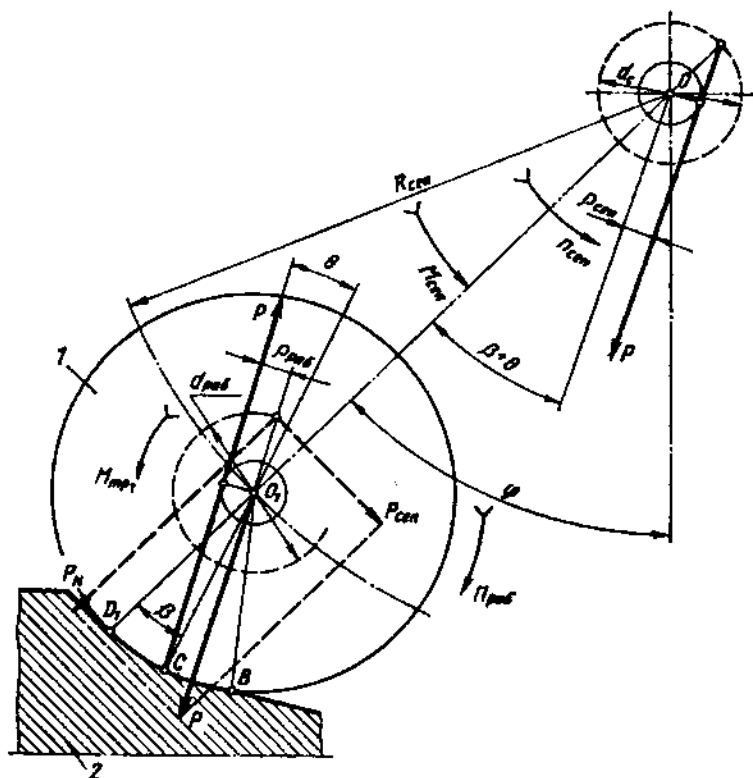
a) Dẫn động qua các trục tì; b) Dẫn động qua bộ tách

Trong trường hợp dẫn động qua vòng cách, căn cứ vào sự cân bằng các lực (hình IV.36) tác động lên trục làm việc ta tìm ra phương trình để xác định mômen đặt vào hai bộ tách

$$M_c = P \left[\beta + m \frac{2(D_{on} + 2d)}{D_{on}d} \right] (D_{on} + d) \quad (IV.89)$$

Lực dẫn tiến được xác định với độ chính xác khá cao theo phương trình

$$P = 2P \left(\varphi - \beta - \frac{2m}{d} \right) \quad (IV.90)$$



Hình IV.37. Hướng các lực tác động lên các trục làm việc của các máy cân hành tinh không có các trục tì:

1. trục làm việc; 2. kim loại cán

Lực N - tác động lên các ổ của trục làm việc, bằng

$$N = P \left[\beta + m \frac{2(D_{on} + 2d)}{D_{on}d} \right] \quad (IV.91)$$

Ở giai đoạn hai cặp trục làm việc phối hợp trong vùng biến dạng, các tâm của cặp trục thứ nhất (gần với đường thẳng đứng nhất trên hình IV.35, a) sẽ tăng tốc độ của mình do sự vượt sớm. Vì các trục nối với nhau bằng các bộ tách, nên xuất hiện các lực phụ N, kéo vào các vòng cách và ép kim loại trên đoạn L" C'.

Các lực N không thể vượt quá các trị số, mà đã được quy định hoặc bởi lực nhỏ nhất trong số bốn lực trượt các trục làm việc theo mặt C'L'; C"L"; E'; E" (xem hình IV.22) hoặc bởi giới hạn chảy mặt cắt ít bền nhất trong khoảng cách L'C' giữa các cặp trục làm việc cạnh nhau. Như các tính toán đã cho biết, với các độ ép lún nhỏ hơn 90° thì các lực sẽ tác động lên trục thứ nhất nhỏ hơn các lực sẽ tác động lên trục thứ hai, và vì vậy các trục của cặp thứ nhất sẽ trượt theo mặt tiếp xúc E' của trục làm việc thứ nhất với trục tì.

Nếu bỏ qua ma sát trong các ổ trục ta có thể xác định các hướng lực và các mômen đặt vào các trục tì (xem hình IV.35) theo điều kiện cân bằng các trục cả trong trường hợp dẫn động qua trục tì, lẫn trong trường hợp dẫn động qua bộ tách.

Khi cán trên các máy cán hành tinh có sự ép lún bốn phía, việc dẫn động các trục làm việc được thực hiện hoặc thông qua bộ tách, hoặc thông qua bộ tách và trục tì. Khi dẫn động thông qua trục tì cần phải có thiết bị làm đồng bộ. Nếu dẫn động qua bộ tách thì không

cần thiết bị làm đồng bộ và nhờ vậy mà đơn giản hóa được kết cấu giá cán hành tinh.

G.S. Nikitin, V.D. Merzliakov đã nghiên cứu phương pháp xác định hướng các lực tác động lên các trục làm việc của các máy cán hành tinh, trong đó không có trục tì.

Trong trường hợp này (hình IV.37) các trục làm việc của máy cán là các trục không tải và căn cứ vào điều kiện cân bằng trục, mômen từ lực ma sát phải được cân bằng bởi mômen do các hợp lực cán P tạo ra.

Góc nghiêng của các hợp lực từ kim loại đặt lên trục là

$$\theta = \arcsin \frac{P_p}{R_B} \quad (IV.92)$$

Lực ngang, mà từ các trục tác động lên kim loại (đẩy - kéo) là

$$P_r = 2P \sin[\varphi - (\beta + \theta)] \quad (IV.93)$$

ở đây β - góc, đặc trưng vị trí hợp lực; φ - vị trí góc của trục trong vùng ép lún.

Vị trí góc của trục làm việc trong vùng ép lún (φ_0), mà ở đó lực ngang thay đổi dấu, được xác định theo biểu thức

$$\varphi_0 = (\beta + \theta) \quad (IV.94)$$

Mômen cần phải có để quay bộ tách (xem hình IV.37)

$$M_c = P_p[R_c \sin(\beta + \theta) + \rho_c] \quad (IV.95)$$

ở đây ρ - bán kính đường tròn ma sát trong các ổ bộ tách.

13. CÁC VÍ DỤ TÍNH TOÁN

Ví dụ 1: Xác định lực cán trong giá của máy cán thô 1300. Thỏi thép 08кп khối lượng 12,5 tấn được cán lần thứ nhất với tốc độ trung bình 5m/s ở nhiệt độ 1150°C. Kích thước ban đầu của thỏi thép: $h_0 = 640\text{mm}$, $b_0 = 710\text{mm}$; kích thước thỏi sau khi cán: $h_1 = 560\text{mm}$, $b_1 = 720\text{mm}$.

Các thông số cần tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
1	2	3
Độ ép lún tuyệt đối	Δh , mm	$\Delta h = h_0 - h_1 = 640 - 560 = 80\text{mm}$
Độ ép lún tương đối	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} = \frac{80}{640} = 0,125$
Chiều dài cung cặp	l , mm	$l = \sqrt{R\Delta h} = \frac{1200}{2} 80 = 211,5\text{mm}$
Tỉ số giữa chiều dài cung cặp và chiều cao trung bình	$\frac{l}{h_{cp}}$	$\frac{l}{h_{cp}} = \frac{2l}{h_0 + h_1} = \frac{2 \cdot 211,5}{640 + 560} = 0,35$
Hệ số ma sát	μ	$\mu = k_1 k_2 k_3 (1,05 - 0,0005T)$ где $k_1 = 1,0$ (cho các trục thép) $k_2 = 0,9$ (cho tốc độ cán $v = 3\text{m/s}$); $k_3 = 1,0, 9, 1$ (cho thép кп) $\mu = 1,0(1,05 - 0,005 \times 1150) =$ $= 0,427$
Diện tích tiếp xúc	F , mm ²	$F = b_{cp} l = \frac{b_0 + b_1}{2} l =$

1	2	3
		$\frac{710 + 720}{2} 211,5 = 151.000 \text{ mm}^2$
Tốc độ biến dạng trung bình	$u_{cp}, \text{ c}^{-1}$	$u_{cp} = \frac{v_1 \Delta h}{l h_0} = \frac{500}{211,5} \frac{80}{640} = 1,78$
Sức bền biến dạng	$\sigma, \text{ kg/mm}^2$	$\sigma = \sigma_{0,1} k_t k_\epsilon k_u = 8,4 \cdot 0,7 \cdot 1,02 \cdot 0,8 = 4,8$
Hệ số xét đến ảnh hưởng của ứng suất chính trung bình	γ	$\gamma = 1 + \frac{\mu b_{cp}}{3 h_{cp}} = 1 + \frac{0,323 \cdot 715}{3 \cdot 600} = 1,128$
Hệ số xét đến ảnh hưởng của ma sát ngoài	n'_σ	$n'_\sigma = 1 + \frac{1}{6} \frac{l}{h_{cp}} = 1 + \frac{211,5}{6 \cdot 600} = 1,06$
Hệ số xét đến ảnh hưởng của các vùng ngoài	n''_σ	$n''_\sigma = f\left(\frac{l}{h_{cp}}\right) = 1,45$
Hệ số xét đến sự thay đổi ảnh hưởng của ma sát ngoài do có sự mở rộng	n_B	$n_B = \frac{1 + \frac{3bl}{3b} \frac{1}{4h}}{1 + \frac{1}{4h}} = \frac{1 + \frac{3 \cdot 715 - 211,5}{3 \cdot 715} \frac{211,5}{4 \cdot 600}}{1 + \frac{211,5}{4 \cdot 600}} = 0,99$

1	2	3
Hệ số xét đến ảnh hưởng của sức căng	n_{σ}'''	$n_{\sigma} = 1$
Áp suất tiếp xúc	$p, \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$	$p = \gamma n_{\sigma}' n_{\sigma}'' n_{\sigma}''' n_B \sigma = 1,128 \cdot 1,06 \cdot 1,45 \cdot 1,0 \cdot 99,4,8 = 8,2$
Lực cán	P, t	$P = pF = 8,2 \times 151.000 = 1.240$

Ví dụ 2. Xác định lực cán trong giá cán ba trục 800 của máy cán thanh ray. Phôi bằng thép CT6 được cán ở nhiệt độ 1130°C với tốc độ $V = 4,5\text{m/s}$; đường kính làm việc của các trục 800mm, diện tích mặt cắt ngang kim loại trước khi cán $F_0 = 6500\text{mm}^2$, $b_0 = 138\text{mm}$, diện tích mặt cắt ngang kim loại sau khi cán $F_1 = 5390\text{mm}^2$, $b_1 = 141\text{mm}$.

Các thông số cần tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
1	2	3
Độ dày tương đương của phôi trước khi cán	h_0, mm	$h_0 = \frac{F_0}{b_0} = \frac{6500}{138} = 47$
sau khi cán	h_1, mm	$h_1 = \frac{F_1}{b_1} = \frac{5390}{141} = 38,2$
Độ ép lún: tuyệt đối	$\Delta h, \text{mm}$	$\Delta h = h_0 - h_1 = 8,8$
tương đối	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} = 0,187$
Chiều dài cung cạp	l, mm	$l = \sqrt{R\Delta h} = 59,3$

1	2	3
Tỉ số l/h_{cp}	$l, \text{ mm}$	$l/h_{cp} = 1,39$
Tốc độ biến dạng trung bình	$u_{cp}, \text{ c}^{-1}$	$u_{cp} = \frac{v(1+S)}{l} \varepsilon = 14,2$
Sức bền biến dạng	$\sigma, \text{ kgf/mm}^2$	$\sigma = \sigma_{0.2} k_t k_\varepsilon k_u =$ $= 9,2 \cdot 0,7 \cdot 1,17 \cdot 1,05 = 8,7$
Hệ số ma sát	μ	$\mu = 0,55 - 0,00024T = 0,28$
Hệ số trạng thái ứng suất, xét đến:		
ảnh hưởng của ma sát	n'_σ	$n'_\sigma = 1,23$
ảnh hưởng của các vùng ngoài	n''_σ	$n''_\sigma = 1,0$
các đặc điểm cán bằng lỗ khuôn	n_K	$n_K = \frac{1 + \frac{2}{3} \mu \frac{\alpha}{\pi} \frac{l}{h}}{1 + \frac{1}{3} \mu \frac{l}{h}} = 1,09$
Áp suất tiếp xúc	$p_{cp}, \text{ kgf/mm}^2$	$p_{cp} = \gamma n'_\sigma n_K n_\Phi =$ $= 1,15 \cdot 1,23 \cdot 1,09 \cdot 8,7 = 13,4$
Diện tích tiếp xúc	F_K	$F_K = l b_{cp} = 9850$
Lực cán	$P, \text{ t}$	$P = p_{cp} F_K = 13,4 \cdot 9850 = 132$

Ví dụ 3: Xác định lực khi cán nguội dải thép ít cacbon trong giá thứ nhất của máy cán bốn giá 1700 với tốc độ 2,7m/s. Đường kính các trục làm việc 600mm, đường kính các trục tì 1500mm. Độ dày ban đầu 3,5mm, độ dày cuối cùng 2,37mm, chiều rộng dải cán 1500mm, hệ số căng phía sau $\xi = 1,0$, hệ số căng phía trước $\delta = 0,18$. Chấp nhận: hệ số ma sát 0,08, giới hạn chảy trước khi

cán $\sigma_{s0} = 23 \text{ kgf/mm}^2$ giới hạn chảy sau khi cán $\sigma_{s1} = 47 \text{ kgf/mm}^2$.

Các thông số cần tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
1	2	3
Độ ép lún tuyệt đối	$\Delta h, \text{ mm}$	$\Delta h = h_0 - h_1 = 3,5 - 2,37 = 1,13$
Độ ép lún tương đối	ε	$\varepsilon = \frac{\Delta h}{h_0} 100\% = \frac{1,13}{3,5} 100 = 32,4$
Chiều dài cung cặp không tính đến biến dạng đàn hồi các trục và dải cán	$l, \text{ mm}$	$l = \sqrt{R\Delta h} = \sqrt{300 \cdot 1,13} = 18,4$
Tỉ số giữa chiều dài cung cặp và chiều cao trung bình của trung tâm biến dạng	$\frac{l}{h_{cp}}$	$\frac{l}{h_{cp}} = \frac{2l}{h_0 + h_1} = \frac{2 \cdot 18,4}{5,87} = 6,28$
Hệ số xét đến ảnh hưởng của ma sát ngoài	n'_σ	$n'_\sigma = \frac{p_{cp}}{\tau_s} = \frac{2(1 - \varepsilon)}{\varepsilon(\delta - 1)} \left(\frac{h_H}{h_1} \right) \times$ $\times \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^\delta - 1 \right]$ $\frac{h_H}{h_1} = \left\{ \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 + 1)(h_0/h_1)^\delta}}{\delta + 1} \right\}^{\frac{1}{\delta}}$ или $n'_\sigma = f(\varepsilon, \delta);$ $\delta = 2\mu l/h; n'_\sigma = 1,18$

1	2	3
Áp suất tiếp xúc không tính đến sức căng và biến dạng đàn hồi các trục	$p, \text{ kgl/mm}^2$	$p = n_G' 2\tau_s = 1,18 \cdot 40,3 = 47,5;$ $2\tau_s = 1,15 \frac{\sigma_{so} + \sigma_{sl}}{2} =$ $= 1,15 \frac{23 + 47}{2} = 40,3$
Diện tích tiếp xúc	$F, \text{ mm}^2$	$F = bl = 1500 \cdot 18,4 = 27600$
Lực cản (không tính sức căng dải cán và độ biến dạng đàn hồi các trục)	$P, \text{ t}$	$P = pF = 47,5 \cdot 27600 = 1310$
Chiều dài cung cặp (có tính đến độ biến dạng đàn hồi các trục)	$l_c, \text{ mm}$	$l_c = R \sqrt{R\Delta h + x_2^2} + x_2;$ $x_2 = \frac{p^* R}{9500} = \frac{45 \cdot 300}{9500} = 1,421;$ $l_c = \sqrt{300 \cdot 1,13 + 1,421^2} + 1,421 = 19,887$
Hệ số δ	δ	$\delta = \frac{2\mu l_c}{\Delta h} = \frac{2 \cdot 0,08 \cdot 19,887}{1,13} =$ $= 2,816$
Chiều cao mặt cắt trung hòa	$h_H, \text{ mm}$	$h_H = 2\delta \sqrt{\frac{\xi_0}{\xi_1}} h_0^{\delta-1} h_1^{\delta+1};$ $H_H = 2 \cdot 2,816 \sqrt{\frac{1}{0,8}} \cdot 3,5^{(2,816-1)} \cdot 2,37^{(2,816+1)} =$ $= 2,7960$

1	2	3
Áp suất tiếp xúc (có tính đến sức căng dài cân và độ biến dạng đàn hồi các trục)	$p, \text{ kg/mm}^2$	$p = \frac{2\tau_s}{\Delta h} \left\{ \xi_0 \frac{h_0}{\delta - 2} \left[\left(\frac{h_0}{h_H} \right)^{\delta - 2} - 1 \right] + \right.$ $\left. + \xi_1 \frac{h_1}{\delta + 2} \left[\left(\frac{h_H}{h_1} \right)^{\delta + 2} - 1 \right] \right\} =$ $= \frac{40,3}{1,13} \left\{ 1 \frac{3,5}{2,816 - 2} \left[\left(\frac{3,5}{2,7961} \right)^{2,816 - 2} - 1 \right] + \right.$ $\left. + 0,6 \frac{2,37}{2,816 + 2} \left[\left(\frac{2,7961}{2,37} \right)^{2,816 + 2} - 1 \right] \right\} = 47,763$
Chiều dài cung cặp (có tính đến độ biến dạng đàn hồi các trục)	$l_c, \text{ mm}$	$x_2 = \frac{47,8^{**} \cdot 300}{9500} = 1,509$ $l_c = \sqrt{300 \cdot 1,13 + 1,509^2} + 1,509 = 19,983$
Hệ số δ	δ	$\delta = \frac{2,0,08 \cdot 19,983}{1,13} = 2,829$
Chiều cao mặt cắt trung hòa	$h_H, \text{ mm}$	$h_H = \frac{2,2829}{\sqrt{1}} \cdot 1,13^{\frac{2,829 - 11}{2,37(2,829 + 11)}} =$ $= 2,7964$

1	2	3
Áp suất tiếp xúc (có tính đến sức căng và độ biến dạng đàn hồi các trục)	p, kg/mm ²	$p = \frac{40,3}{1,13} \left\{ 1 - \frac{3,5}{2,829 - 2} \times \left[\left(\frac{3,5}{2,7964} \right)^{2,829-2} - 1 \right] + 0,8 \frac{2,37}{2,829 + 2} \times \left[\left(\frac{2,7964}{2,37} \right)^{2,829+2} - 1 \right] \right\} = 47,83$
Lực cán (có tính đến sức căng và độ biến dạng đàn hồi các trục)	P, t	$P = pF = 47,83 \cdot 19,983 \cdot 1500 = 1430$

* Chấp nhận: p = 45 kg/mm²

* Chấp nhận: p = 47,8 kg/mm²

Chương V

MÔMEN VÀ CÔNG SUẤT CÁN

1. CÁC ĐẠI LƯỢNG CƠ BẢN CẤU THÀNH TẢI TRỌNG BỘ DẪN ĐỘNG CHÍNH CÁC TRỤC CÁN

Mômen trên trục, cần phải có để dẫn động các trục máy cán, được cộng từ bốn đại lượng:

$$M_{dc} = (M_{np}/i) + M_{Tp} + M_k + M_d \quad (V.1)$$

ở đây M_{np} - mômen cán, tức là mômen cần có để vượt qua sức bền biến dạng của kim loại cán và các lực ma sát của kim loại trên bề mặt các trục, i - tỉ số truyền giữa các trục và động cơ; M_{Tp} - mômen các lực ma sát phụ, mà được đưa tới trục động cơ, các lực ma sát phụ này phát sinh trong các cụm ma sát (trong các ổ trục và trong các cơ cấu truyền động) không tính đến mômen cần có để quay các trục chạy không tải; M_d - mômen động trên động cơ, cần phải có để vượt qua các lực quán tính phát sinh khi các trục quay không đều.

Ba đại lượng đầu tiên, cấu thành tải trọng bộ dẫn động chính các trục, được trình bày dưới dạng tổng mômen tĩnh.

Tỉ số giữa mômen cán, được đưa tới trục động cơ, và mômen tĩnh toàn phần được gọi là hiệu suất máy cán:

$$\eta_c = \frac{M_{np}/i}{(M_{np}/i) + M_{Tp} + M_k} \quad (V.2)$$

Tùy theo chế độ cán và cách bố trí máy cán (chủ yếu là kết cấu các ổ trục cán) mà hiệu suất của máy có thể biến đổi trong các giới hạn khá rộng $\eta_c = 0,5 \div 0,95$.

Mômen động phát sinh chỉ trong các máy làm việc với sự quay không đều các trục, trong các máy có bánh đà, trong các máy có tốc độ cán đều chỉnh được trong khi cán, trong đó có cả các máy cán đảo chiều. Mômen động được tính theo công thức

$$M_d = I \frac{\pi}{30} \frac{dn}{dt} = \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}; \quad M_d = \frac{mD^2}{4} \frac{d\omega}{dt} = I \frac{d\omega}{dt} \quad (V.3)$$

ở đây I - mômen quán tính các phần quay của máy, được đưa tới trục động cơ $d\omega/dt$; - gia tốc góc, vòng/phút, s, $1/s^2$ hoặc rad/s ; GD^2 , mD^2 - mômen bánh đà.

Để ví dụ, ta đưa ra các hợp phần của mômen cho máy cán, %: mômen cán 50 - 60; mômen động của các trục spinen 0,6 - 0,8; lượng tiêu hao cho ma sát trong các trục spinden 2,0 - 2,3; mômen động của các trục bánh răng 1,0 - 2,0; lượng thất thoát cho ma sát trong giá cán 3 - 5; mômen động của khớp động cơ và khớp chính 0,8 - 1,4; thất thoát trong khớp chính và khớp động cơ 1,2 - 2,0; lượng thất thoát cho ma sát trong giá cán 3 - 5, mômen động của khớp động cơ và khớp chính 0,8 - 1,4; thất thoát trong khớp chính và khớp động cơ 1,2 - 2,0; mômen động của phần ứng động cơ 20 - 30.

2. XÁC ĐỊNH MÔMEN CÁN THEO LỰC CÁN

Mômen cán được tính theo lực cán hoặc theo số liệu

thực nghiệm về mức tiêu hao năng lượng khi cán. Phương pháp thứ nhất cho các kết quả chính xác hơn khi cán các thép hình mặt cắt chữ nhật: các tấm, các đai, thép súc, phôi tấm v.v....

Căn cứ vào điều kiện cân bằng kim loại có thể xác định được hướng các lực đặt vào trục và theo các phương trình được trình bày trong chương V ta có thể tính các mômen quay trên các trục trong các điều kiện cán khác nhau.

Góc β ở trong các phương trình này được xác định bằng điểm đặt hợp lực cán, nghĩa là chủ yếu bằng quy luật phân bố các ứng suất pháp tuyến theo bề mặt tiếp xúc.

Ta xác định mômen cho trường hợp cán đối xứng (hình V.1) sau khi chấp nhận chiều rộng kim loại cán $b = 1$.

$$\begin{aligned}
 M_Y = Pa = & \int_0^{\alpha} p_x R^2 \sin \varphi \cos \varphi d\varphi + \int_Y^{\alpha} \tau_x R^2 \sin^2 \varphi d\varphi - \\
 & - \int_0^{\alpha} \tau_x R^2 \sin^2 \varphi d\varphi - \int_0^{\alpha} p_x R^2 \sin \varphi \cos \varphi d\varphi + \\
 & + \int_Y^{\alpha} \tau_x R^2 \cos^2 \varphi d\varphi - \int_0^Y \tau_x R^2 \cos^2 \varphi d\varphi \quad (V.4)
 \end{aligned}$$

Đồng thời ta viết phương trình cân bằng kim loại cán, sau khi đã tính toán tất cả các lực:

$$P \sin \theta = - \int_0^{\alpha} p_x R \sin \varphi d\varphi + \int_Y^{\alpha} \tau_x R \cos \varphi d\varphi - \int_0^Y \tau_x R \cos \varphi d\varphi \quad (V.5)$$

Sau khi so sánh các phương trình này, có thể nhận thấy rằng, với các góc φ tương đối nhỏ (khoảng 30°).

hoặc ký hiệu $R \sin \varphi = x$, ta sẽ có

$$M = Pa = \int_0^l p_x x dx + PR \sin \theta \cos(\alpha/2) \quad (V.7)$$

Góc β khi đó được tính theo phương trình

$$\alpha = R \sin(\beta + \theta) = \frac{\int_0^l p_x x dx}{P} + R \sin \theta \cos(\alpha/2) \quad (V.8)$$

Trong trường hợp cân đơn giản, khi mà $\theta = 0$:

$$\alpha = R \sin \beta = \frac{\int_0^l p_x x dx}{\int_0^l p_x dx} \quad (V.9)$$

nghĩa là tay đòn các hợp lực trên thực tế bằng khoảng cách từ đường nối các tâm các trục, đến trọng tâm biểu đồ các ứng suất pháp tuyến, mà được dựng trên hình chiếu ngang của cung cạp.

Tỉ số các góc β/α được gọi là hệ số tay đòn (vị trí) lực cán: $\beta/\alpha = \psi$.

Trong trường hợp cân đơn giản, khi mà hợp lực tiếp xúc có hướng thẳng đứng, $\beta/\alpha \approx a/l$, trong đó a - tay đòn hợp lực cán.

Mômen cần phải có để quay hai trục trong trường hợp cân đơn giản

$$M_{np} = 2P\psi l \approx 2P\psi \sqrt{r\Delta h} \quad (V.10)$$

N.M. Kirilin khi tính hệ số tay đòn đã chấp nhận rằng, ứng suất pháp tuyến được phân bố đúng theo các phương trình của A.I. Xelicov (chương III) với trị số không đổi τ_s (hình V.2)

A.A. Corolev tìm ra biểu thức phân tích để xác định hệ số tay đòn lực cán:

$$\psi = \frac{a}{l} = \frac{1}{2 - \varepsilon} \left[1 - \varepsilon \left(\frac{l^m}{l^m - 1} - \frac{1}{m} \right) \right] \quad (V.11)$$

Khi $m < 0,5$ công thức được đơn giản hóa và có dạng

$$\psi = \frac{1}{2} \frac{1}{1 - \varepsilon/2} \left(1 - \varepsilon \frac{1 + m}{2 + m} \right) \quad (V.12)$$

Trên hình V.3 là các quan hệ phụ thuộc $\varphi = f(m)$ và $\psi_c = f(m_c)$, được dựng theo công thức (V.11), trong đó ψ - hệ số tay đòn lực cán có tính đến độ bẹt các trục, $m_c = \mu \frac{l_c}{h_{cp}}$, $b = (2k - \sigma_{cp})(2 - \varepsilon)c/\mu\varepsilon$; $k_{cp} = 1,15\sigma_{T_{cp}} = 1,15(\sigma_{T_1} - \sigma_{T_2})/2$; $\sigma_{cp} = (\sigma_0 + \sigma_1)/2$; $c = 8(1 - \mu_n)/\pi E$.

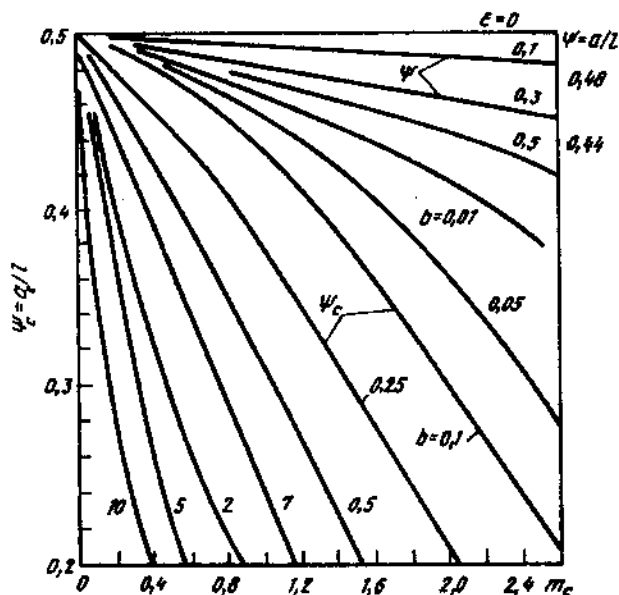
Sims đề nghị sử dụng công thức (V.5) để tính mômen trên hai trục khi $b = 1$:

$$M_{np} = 2RR_d(2\tau_s) f\left(\frac{R_1}{h_1}, \frac{\Delta h}{h_0}\right) \quad (V.13)$$

ở đây R - bán kính trục (lý tưởng); R_d - bán kính trục bị biến dạng; $f(R_1/h_1, \Delta h/h_0)$ - hàm số, phụ thuộc vào R_d/h_1 và $\Delta h/h_0$ (hình V.4).

Cả trên hình V.2 lẫn trên hình V.4 trị số τ_s được chấp nhận là không đổi trên toàn bộ bề mặt tiếp xúc. Trị số thực τ_s dọc cung cặp biến đổi cả khi cán nóng lẫn cán nguội. Do đó, nên xác định hệ số tay đòn có tính đến số liệu khảo sát thực nghiệm của Pocotian, mà đã được tiến hành trên máy cán phôi súc.

Valkvists đã khảo sát hệ số tay đòn khi cán nóng trên máy cán thí nghiệm 340, ông đã sử dụng các mẫu thép 16 mặt cắt chữ nhật rộng 50mm và dày 2,5; 5; 10; 20mm với độ ép lún từ 10 đến 40% ở 800 - 1100°C. Đối với thép thấp cacbon, các trị số ψ là $\psi = 0,34 \div 0,47$.



Hình V.3. Hệ số tay đòn đặt hợp lực cán:

ψ_c - khi cán nguội (thang độ bên trái) và các hệ số;

ψ - khi cán nguội và nóng không tính đến độ bẹt đàn hồi các trục

Đối với thép cao cacbon cũng như đối với nhiều loại thép khác, hệ số tay đòn thay đổi trong các giới hạn rộng hơn, cụ thể đối với thép có hàm lượng cacbon 1,0% thì $\psi = 0,30 \div 0,49$, còn đối với thép gió (17,8% W và 4,65% Cr) $\psi = 0,28 \div 0,56$.

G. S. Nikitin và các nhà khoa học khác đã khảo sát hệ số tay đòn khi cán nóng thép không gỉ, thép chịu nhiệt và 15 mác hợp kim. Trên cơ sở các thí nghiệm tiến hành khi cán phôi tấm dày 45 và 30mm với độ ép lún từ 7 đến 30% và tốc độ 1 - 2m/s ở nhiệt độ từ 1273 đến 1473K mà tìm được $\psi = 0,3 \div 0,18$.

Ở Mỹ, trị số hệ số ψ được chấp nhận bằng 0,5 khi cán các phôi mặt cắt vuông; 0,6 cho các thép tròn; 0,7 cho các thép hình được cán bằng lỗ khuôn; còn khi cán các tấm trên các máy cán liên tục thì là 0,48 ở các giá cán thứ nhất, 0,39 ở các giá cán cuối cùng.

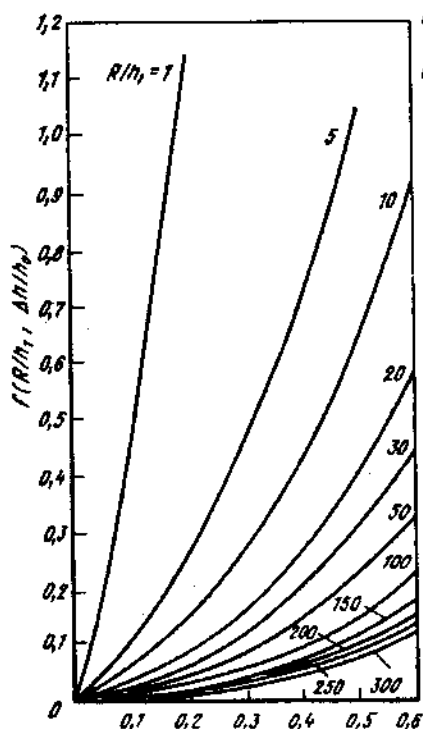
Khi cán các dải hẹp, chiều rộng các dải gần bằng chiều dài cung cạp, độ mở rộng bắt đầu có ảnh hưởng rõ rệt đối với hệ số tay đòn, do đó trị số ψ giảm xuống chút ít.

E.S. Rocotian và các nhà khoa học khác đã khảo sát hệ số tay đòn cho việc cán nguội các tấm. Họ đã tìm được hệ số ψ như là tỉ số giữa các trị số lực đo được và mômen cán:

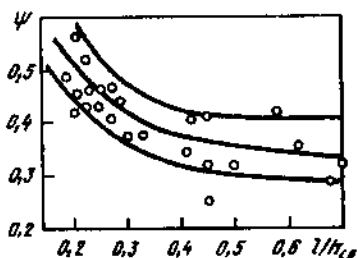
$$\psi = M_{np} / (2p\sqrt{r\Delta h}) \quad (V.14)$$

Theo các số liệu của M.M. Safian, khi cán nguội các dải thép ít cacbon, hệ số tay đòn trung bình là 0,19 - 0,24.

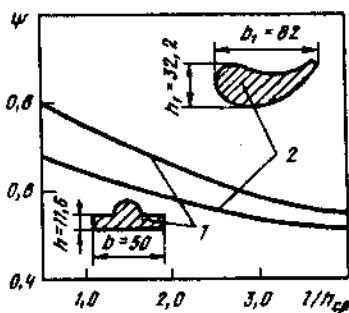
Khi cán thép bằng các
lỗ khuôn cán, việc tính hệ
số tay đòn trở thành việc
khó nhất do các lực ma sát



Độ ép lún trong một lần cán ε
Hình V.4. Sự thay đổi $f(R/h_1, \Delta h/h_0)$ tùy theo độ ép lún $\Delta h/h_0$ với các tỉ số R/h_1 khác nhau. Dùng để xác định mômen cán theo công thức (V.3)



Hình V.5. Sự thay đổi hệ số
tay đòn ψ tùy theo tỉ số l/h_{cp}
khi cán phôi súc thép
cacbon trung bình mật cắt
160x160mm



Hình V.6. Quan hệ phụ
thuộc hệ số $\psi = f(l/h_{cp})$ khi
cán nóng các thép định
hình trong các lỗ khuôn:
1. Biến dạng đối xứng bằng
thép CT3 ($\varepsilon = 35 - 60\%$);
2. Biến dạng không đối
xứng bằng thép 2x13 ($\varepsilon =$
35-40%); h_1, b_1 - các kích
thước thép hình sau lần cán
thứ nhất

phát sinh giữa kim loại và các thành bên lỗ khuôn có ảnh hưởng lớn đối với hệ số tay đòn. V.I. Diudin đã tiến hành khảo sát thực nghiệm hệ số tay đòn khi cán nóng và cán nguội các thép hình dạng phức tạp (mặt cắt dạng giọt và các dạng khác) trong các lỗ khuôn cán trên các máy cán 250, 350 và 400. Đối với trường hợp cán nóng (ở 900 - 1200°C, với độ ép lún từ 35 đến 60% trong một lần cán và với tốc độ cán là 0,3 - 2,5 m/s), tìm được $\psi = f(l/h_{cp})$ như trên hình V.6.

Đối với trường hợp cán nguội (có bôi trơn) cũng các thép hình đó với độ ép lún 3 - 6% trong một lần cán, tốc độ 3m/s thì hệ số thay đổi trong các giới hạn từ 0,23 đến 0,30 (với $l/h_{cp} \approx 1,10$).

3. ẢNH HƯỞNG CỦA SỰ NÉN ĐÀN HỒI CÁC TRỤC VÀ KIM LOẠI CÁN ĐỐI VỚI MÔMEN CÁN

Khi cán trong các trục cứng, hợp lực cán đặt tải điểm B_1 nằm gần trung điểm của cung cặp lý tưởng A_1C_1 :

$$B_1C_1 = \psi_1 A_1C_1 = \psi_c \sqrt{R\Delta h} \quad (V.15)$$

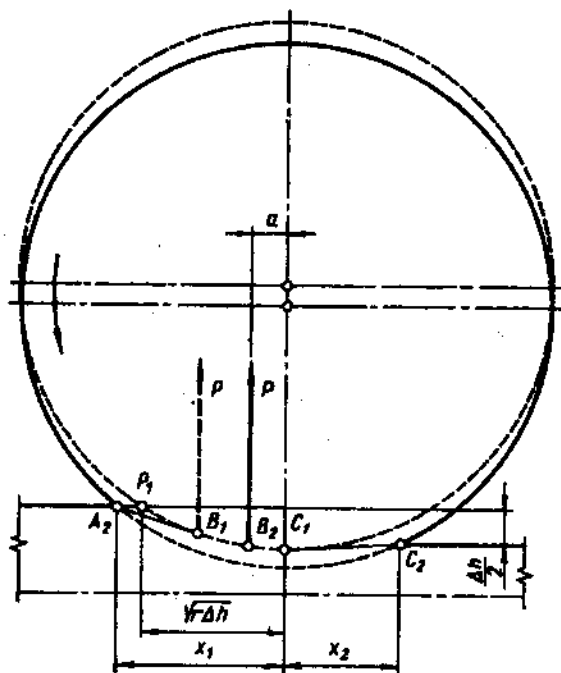
ở đây ψ_c - hệ số tay đòn trong các trục cứng

Trong các trục biến dạng đàn hồi

$$B_2C_2 = \psi_c A_2C_2 = \psi_c (x_1 + x_2) \quad (V.16)$$

$$B_2C_1 = \psi_c [x_1 - (1/\psi_c - 1)x_2] \quad (V.17)$$

Trong trường hợp cán đơn giản, khi mà các hợp lực cán có hướng thẳng đứng (hình V.7), trị số tay đòn (xem phương trình III.120).



Hình V.7. Sự lệch điểm đặt hợp lực kim loại tác động lên các trục do sự nén đàn hồi các trục và kim loại cán gây ra

$$a = \psi_c \left[\sqrt{R\Delta h + x_2^2} - \left(\frac{1}{\psi_c} - 1 \right) x_2 \right] \quad (V.18)$$

Do đó hệ số tay đòn thực có xét đến độ biến dạng đàn hồi các trục và kim loại cán

$$\psi_y = \frac{a}{x_1 + x_2} = \psi_c \frac{x_2}{x_1 + x_2} \quad (V.19)$$

ở đây x_1 và x_2 được tính theo các phương trình (III.121) và (III.123).

Nếu quy ước chấp nhận $\psi_c = 0,5$, thì mômen cán theo phương trình (V.18) là

$$M_{np} = P \left(\sqrt{R\Delta h + x_2^2} - x_2 \right) \quad (V.20)$$

Biểu hiện p thông qua áp suất trung bình P_{cp} và diện tích tiếp xúc

$$P = p_{cp} b \left(x_2 + \sqrt{R\Delta h + x_2^2} \right) \quad (V.21)$$

Đưa trị số P này vào phương trình (V.20) ta sẽ có

$$M_{np} = p_{cp} b R \Delta h = P l \quad (V.22)$$

Từ đây có thể rút ra kết luận rằng, trong trường hợp P_{cp} không đổi và $\psi_c = 0,5$ sự nén đàn hồi các trục không ảnh hưởng đến mômen cán.

Thực ra, do sự nén đàn hồi các trục mà lực cán tăng lên vì ma sát ngoài ảnh hưởng nhiều đến nó bởi cung cặp có chiều dài lớn.

Cho nên, sự nén đàn hồi sẽ làm gia tăng mômen cán, nhưng chỉ do tăng áp suất tiếp xúc. Mức tiêu hao năng lượng khi cán, trong trường hợp này cũng gia tăng do mômen cán tăng và do thất thoát cho ma sát trong các ổ trục vì áp suất trên các trục tăng lên.

4. XÁC ĐỊNH MÔMEN CÁN THEO MỨC TIÊU HAO NĂNG LƯỢNG

Trong nhiều trường hợp, nên xác định mômen cán theo mức tiêu hao năng lượng khi cán, trên cơ sở số liệu thực nghiệm. Phương pháp này phần lớn được áp dụng khi cán định hình sản phẩm kim loại có mặt cắt không

phải hình chữ nhật, vì trong trường hợp đó việc xác định diện tích tiếp xúc và lực cản phức tạp hơn so với kim cán tấm và các thép hình có mặt cắt chữ nhật.

Tùy theo công A tiêu hao khi cán, có thể biểu hiện mômen cán

$$M_{np} = A/\varphi = A \frac{D}{2} \frac{1+S}{L_1} \quad (V.23)$$

ở đây φ - góc xoay các trục trong một chu kỳ kim loại đi qua, rad.

Có nhiều công thức để tính công tiêu hao khi cán, trong đó các công thức của plink và I.A. Time khá phổ biến.

Theo các công thức của Fink, công cần thiết về mặt lý thuyết tỷ lệ với thể tích chuyển dịch V_{cm} .

Khi cán có lật đảo, trung gian, trong đó $b_0 \leq b_1$.

$$A = pV_{cm} = pVl_n(h_0/h_1) \quad (V.24)$$

Khi cán có lật đảo, trong đó

$$A = pV_{cm} = pVl_n(L_1/L_0) \quad (V.25)$$

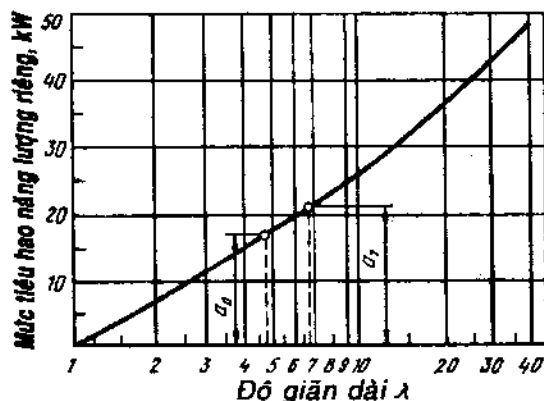
Theo công thức của I.A. Time, mức tiêu hao năng lượng khi cán

$$A = G\Delta[(L_1/L_0) - 1] \quad (V.26)$$

ở đây Δ - mức tiêu hao năng lượng riêng, được xác định trên cơ sở các số liệu thực nghiệm.

Do sự phức tạp của việc tính các yếu tố ảnh hưởng tới mức tiêu hao năng lượng khi cán sản phẩm này hay sản phẩm khác, các công thức nói trên chỉ cho khái

niệm gần đúng về sự phân bố mức tiêu hao năng lượng trong những lần cán riêng biệt tùy theo độ giãn dài.



Hình V.8. Sự thay đổi mức tiêu hao năng lượng khi cán phối sức, tùy theo độ giãn dài tổng cộng

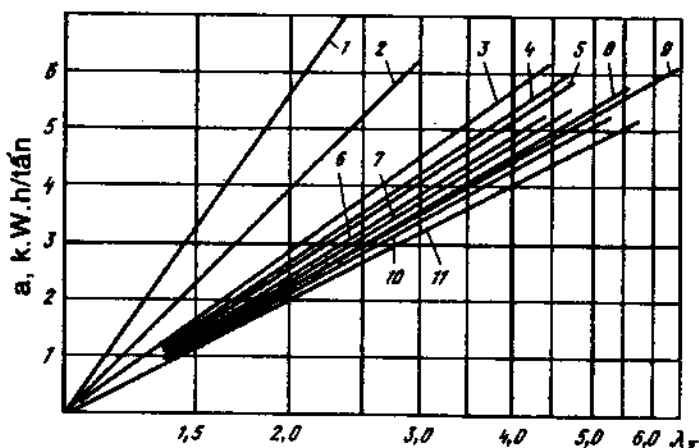
Để thu được các số liệu chính xác hơn, cần phải sử dụng các kết quả khảo sát không chỉ đối với tổng mức tiêu hao năng lượng mà cả đối với sự thay đổi mức tiêu hao trong từng lần cán. Các số liệu khảo sát thực nghiệm thường có dạng các đường cong, biểu hiện mức tiêu hao năng lượng trên một tấn sản phẩm tùy theo độ giãn dài tổng cộng, hoặc khi cán tấm và đai thì tùy theo độ dày sản phẩm cán.

Theo như hình V.8, mức tiêu hao năng lượng cho một lần cán trên 1 tấn sản phẩm là $a_1 - a_0$ kW.h/tấn

Như vậy tổng lượng công cho lần cán đó

$$A = 3,6(a_1 - a_0)G \quad (V.27)$$

ở đây G - khối lượng dải cán, tấn.



Hình V.9. Sự phụ thuộc mức tiêu hao năng lượng riêng khi cán (trên máy cán thô) các phối sục từ các loại thép.

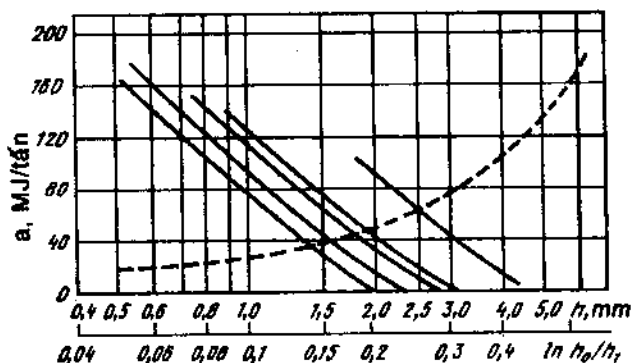
1. X23H18; 2. X18H9T; 3. 40X; 4. сталь 35; 5. сталь 45; 6. сталь P50; 7. CT3сп; 8. CT3кп; 9. CT5псп; 10. 25пс; 11. 08кп.

Do mức tiêu hao năng lượng khi cán thường được đo theo trị số tải trong động cơ, nên trong số liệu nói trên có cả các tiêu hao năng lượng cho ma sát trong các cơ cấu của máy cán, nhưng có khấu trừ tiêu hao để quay máy chạy không tải. Như vậy, mômen tính theo mức tiêu hao năng lượng này là tổng các mômen M_{np} và iM_{Tp} .

Theo phương trình (V.20) ta tìm được mômen cần phải có để quay các trục:

$$(1/i)(M_{np} + M_{Tp}) = 3600(a_1 - a_0)\rho FD(1 + s) \quad (V.28)$$

ở đây ρ - tỉ trọng kg/dm^3



Hình V.10. Các đường tiêu hao năng lượng riêng trên máy cán liên tục 1700 khi cán nguội thép 08K11 tùy theo độ dày dải cán h (các đường liền) và $\ln h_0/h_1$ (đường đứt).

Nếu bỏ qua độ sớm, thì đối với thép có tỉ trọng $7,8 \text{ tấn/m}^3$ ta có

$$M_{np} + iM_{Tp} = 14(a_1 - a_0)FD \quad (V.29)$$

Có thể biểu hiện công suất tiêu thụ, KW, khi tính lượng công theo các đường trên đồ thị, bằng công thức sau đây:

$$N = \frac{3600(a_1 - a_0)}{t} G \quad (V.30)$$

ở đây t - thời gian kim loại đi qua giữa các trục, s (giây)

Các đường tiêu hao năng lượng riêng khi cán trên máy cán thô 1100 và trên máy cán nguội liên tục 1700 được trình bày trên hình V.9 và V.10.

5. ẢNH HƯỞNG CỦA SỨC CĂNG HOẶC ĐỘ DẰNG ĐỐI VỚI MỨC TIÊU HAO NĂNG LƯỢNG VÀ MÔMEN CÁN

Ta sẽ xem xét trường hợp biến dạng đơn giản nhất khi chôn hai chiều đối với khối lăng trụ giữa hai mặt phẳng song song, nhưng với điều kiện, các lực ngoài tác động trên các mặt bên của nó (hình V.11).

Khi chôn khối lăng trụ xuống một lượng dh , công sẽ bằng tổng hai đại lượng

$$dA = p_{cp}F_y dh + 2\sigma_x F_x \frac{db}{2} \quad (V.31)$$

ở đây σ_x - các ứng suất phát sinh trên các mặt bên khối lăng trụ; F_x và F_y - các diện tích đặt các ứng suất p và σ_x ; db - độ mở rộng.

Nếu ta ký hiệu thể tích khối lăng trụ là V và chấp nhận kích thước của nó ở hướng vuông góc với hình vẽ bằng đơn vị (1), ta sẽ có

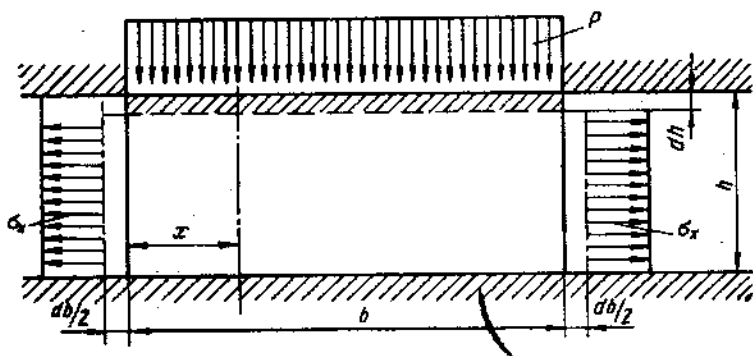
$$dA = pV \frac{dh}{h} + \sigma_x V \frac{db}{b} \quad (V.32)$$

Vì các độ biến dạng bằng nhau $dh/h = db/b$, phương trình (V.32) có dạng như sau

$$dA = (p + \sigma_x)V(dh/h) \quad (V.33)$$

Ứng suất pháp tuyến trên các bề mặt tiếp xúc cách mép khối lăng trụ một khoảng là x được xác định theo phương trình cân bằng $hd\sigma_x = 2\tau_x dx$ và theo phương trình dẻo $P_r = 2\tau_s - \sigma_x$.

Nếu các lực ma sát phát sinh trên các bề mặt tiếp xúc là không đổi và bằng τ_x thì ứng suất pháp tuyến.



Hình V.11. Sự chôn khối lăng trụ có đặt các lực ngoài vào các mặt bên

$$P_r = (2\tau_u - \sigma_x) + \frac{2\tau_s}{h} x \quad (V.34)$$

Căn cứ vào đó, áp suất tiếp xúc

$$P = 2\tau_s[1 + (b + 4h)] - \sigma_x \quad (V.35)$$

Số hạng thứ nhất trong phần bên phải của phương trình này là áp suất tiếp xúc p' khi không có các ứng suất ngoài dx trên các mặt bên: $p = p' - \sigma_x$.

Đưa trị số p này vào phương trình (V.33) ta sẽ có

$$dA = p'V(dh/h) \quad (V.36)$$

Từ đây có thể rút ra kết luận rằng, để thực hiện sự biến dạng này hay sự biến dạng khác, tổng mức tiêu hao năng lượng sẽ không thay đổi do việc các lực ngoài nào (kéo hoặc nén) đặt vào các mặt bên. Như vậy có thể coi rằng khi cán với sức căng hoặc độ dãn thì tổng mức tiêu hao năng lượng thay đổi chỉ bởi sự giảm các lực ma sát trên các mặt tiếp xúc.

Cứ cho rằng công suất tiêu hao cho việc cán có sử dụng sức căng sẽ không thay đổi. Khi đó, trên cơ sở phương trình (V.24), ta có thể viết ra đẳng thức

$$N = p'v_1 F \ln \lambda = M_{np} \frac{v_1}{1+s} \frac{2}{D} - \sigma_0 F_0 v_0 + \sigma_1 F_1 v_1 \quad (V.37)$$

Do đó, mômen cần phải có, kg.m, để quay hai trục khi cán với sức căng

$$M_{np} = (p' \ln \lambda + \sigma_0 - \sigma_1) \frac{F_1 D}{2} (1 + S) \quad (V.38)$$

ở đây p' - áp suất tiếp xúc không tính đến ảnh hưởng của sức căng kg/m^2 .

Khi cán kim loại với độ dãn, nên thay đổi dấu ở trước σ_0 và σ_1 .

6. XÁC ĐỊNH MÔMEN CÁC LỰC MA SÁT PHỤ

Mômen các lực ma sát phụ - mômen cần phải có để vượt qua các lực ma sát phát sinh khi kim loại đi qua giữa các trục, trong các ổ trục và trong cơ cấu truyền động của máy cán. Trong thành phần mômen này không có mômen cần có để quay các trục khi máy chạy không tải.

Đại lượng cơ bản cấu thành mômen các lực ma sát phụ là mômen các lực ma sát trong các ổ trục. Trị số của mômen này cho hai trục cán.

$$M_{Tp} = P d \mu_1 \quad (V.39)$$

ở đây P - tải trọng trên các ổ trục, bằng lực cán (trừ các máy cán sáu trục và nhiều trục) khi bố trí các trục không

công xon (chìa); d - đường kính ngỗng trục; μ - hệ số ma sát trong các ổ trục

Các trị số hệ số ma sát được chấp nhận tùy theo kết cấu ổ trục và các điều kiện làm việc của chúng:

Ổ trục	Hệ số ma sát μ_1
Trượt có các bạc làm bằng chất dẻo	0,01 - 0,03
Ma sát lỏng	0,003
Lăn	0,003

Đại lượng thứ hai cấu thành mômen các lực ma sát phụ là các lực ma sát trong cơ cấu truyền động của máy cán, nghĩa là trong giá cán, trong hộp giảm tốc v.v... Đại lượng này thường được xác định tùy theo hiệu suất truyền động bằng phương trình:

$$M_{Tp2} = \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_{np} + M_{Tp1}}{i} \quad (V.40)$$

ở đây M_{Tp2} - mômen tổn hao trong bộ truyền động dẫn tới trục động cơ; M_{np} và M_{Tp1} - mômen cán và mômen các lực ma sát trong các ổ trục.

Hiệu suất truyền động bánh răng một cấp thường được chấp nhận bằng 0,96 - 0,98.

Trong các máy cán có trang bị các trục tì (đỡ) thì xuất hiện thêm một thành phần mômen các lực ma sát phụ - tổn hao cho ma sát lăn các trục làm việc trên các trục tì. Nhưng những tổn hao này thường không được xét đến khi tính toán vì không đáng kể.

Đối với các máy cán có các trục không tải, mômen các lực ma sát phụ là

$$M_{Tp} = \frac{M_{Tp1}}{i\eta} \frac{D_p}{D_{on}} + \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{M_{np}}{i} \quad (V.41)$$

7. TẢI TRỌNG HÀNH TRÌNH CHẠY KHÔNG

Mômen hành trình chạy không - mômen cần phải có để dẫn động tuyến chính máy cán trong thời gian trống, mômen này bằng tổng các mômen cần có để quay từng chi tiết có đường kính ngoài d_n :

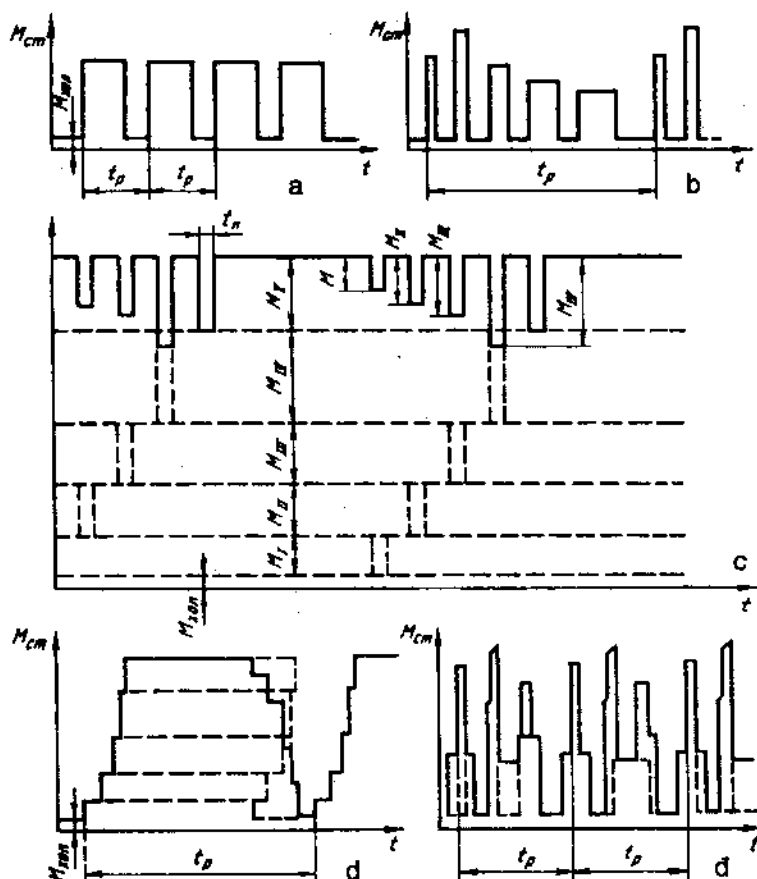
$$M_k = \sum M_n = \sum \frac{G_n \mu_n d_n}{2i_n} \quad (V.42)$$

ở đây M_n - mômen cần thiết để quay một chi tiết, mômen này được dẫn tới trục động cơ; i_n - tỉ số truyền giữa động cơ và chi tiết được xem xét.

Khi tính mômen hành trình chạy không cho máy cán nguội và một vài kiểu máy cán khác cần phải xét đến khả năng ép sơ bộ (ép trước) của các trục. Có thể tính mômen các lực ma sát phụ phát sinh khi đó trong các ổ trục theo phương trình (V.39), nếu chấp nhận lực P bằng lực ép của các trục. Khi đó nên giảm tương ứng mômen các lực ma sát phụ trong thời gian diễn ra hành trình làm việc (giảm đi một lượng bằng lực ép sơ bộ của trục).

8. CÁC BIỂU ĐỒ TẢI TRỌNG TĨNH

Để tính công suất dẫn động, cũng như để tính độ bền máy cán, ngoài chính trị số tải trọng cần phải biết thêm đồ thị thay đổi tải trọng này theo thời gian, được gọi là biểu đồ tải trọng.



Hình V.12. Biểu đồ tải trọng tĩnh cho các máy cẩu khác nhau (t_p - nhịp độ cẩu): a) Các máy cẩu liên tục có dẫn động riêng các giá cẩu (khi cẩu 1 dải trong 5 lần cẩu); b) Các máy cẩu có một giá (khi cẩu 1 dải trong 5 lần cẩu); c) Cẩu cùng một lúc vài dải trong 5 lần cẩu; d) Các máy cẩu liên tục, có dẫn động phân nhóm các giá cẩu (5 giá); đ) Như trên, nhưng trong trường hợp thời gian trống t_n giữa hai lần nạp hai dải nhỏ hơn thời gian dải cẩu chạy qua các giá cẩu.

Trước khi dựng biểu đồ này, ta xác định tải trọng tĩnh dẫn động trong khoảng thời gian toàn bộ chu kỳ cán dài, xác định cả thời gian các lần cán và các khoảng thời gian trống không tránh được giữa các lần cán.

Có thể tính tải trọng tĩnh theo phương trình

$$M_{cT} = \frac{M_{np}}{i} + M_{Tp} + M_k \quad (V.43)$$

Thời gian một lần cán t được tính theo tỉ số giữa chiều dài dải cán và tốc độ cán $t = L/v_{cp}$.

Thời gian trống giữa các lần cán được tính hoặc được chấp nhận tùy theo thời gian các thao tác khi nạp kim loại cán vào các trục: nạp tới bằng lăn, lật đảo, đưa tới lỗ khuôn khác hoặc giá cán khác, nâng hoặc hạ trục trên, đảo chiều v.v...

Biểu đồ tải trọng được dựng theo thời gian toàn bộ chu kỳ cán - từ thời điểm đưa kim loại vào các trục đến thời điểm đưa kim loại ra ở lần cán cuối và nạp phối tiếp theo.

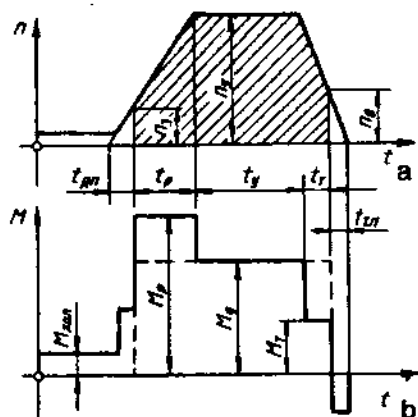
Trên hình V.12 Biểu đồ tải trọng tĩnh dẫn động tiêu biểu nhất cho các máy cán khác nhau.

9. TẢI TRỌNG DẪN ĐỘNG Ở CHẾ ĐỘ LÀM VIỆC ĐẢO CHIỀU

Ở chế độ làm việc đảo chiều, việc cặp kim loại cán bởi các trục diễn ra với tốc độ thấp. Khi kim loại tiếp tục chuyển động qua các trục thì tốc độ các trục tăng lên và lại hạ thấp trước khi kết thúc hành trình (hình V.13). Như vậy thời gian kim loại đi qua các trục được

cộng từ ba giai đoạn: tăng tốc, đạt tốc độ quy định, hãm:

Hình V.13. Tốc độ cán (a) và tải trọng dẫn động (b) trong thời gian một lần cán ở chế độ làm việc đảo chiều



Nếu ký hiệu gia tốc động cơ (vòng/phút) bằng ε_b khi tăng tốc và bằng ε_T khi hãm, thì mômen dẫn động

Khi tăng tốc

$$M_p = M_c + \frac{GD^2}{375} \varepsilon_p \quad (V.44)$$

Khi đạt tốc độ quy định

$$M_y = M_c \quad (V.45)$$

Khi hãm

$$M_T = M_c - \frac{GD^2}{375} \varepsilon_p \quad (V.46)$$

ở đây GD^2 - mômen bánh đà các phần quay của máy cán và phần ứng động cơ điện, mômen này được dẫn tới trục động cơ.

Đối với các động cơ điện kiểu sun, mà thường được sử dụng để dẫn động các máy cán đảo chiều, các đại lượng ε_p và ε_T thường được chấp nhận là không đổi. Vậy thì biểu đồ tải trọng sẽ gồm ba hình chữ nhật. Trong giai đoạn trống, tải trọng dẫn động cũng sẽ bằng:

Khi tăng tốc

$$M_{n.p} = M_k + \frac{GD^2}{375} \varepsilon_p \quad (V.47)$$

Khi hãm

$$M_{n.T} = M_k - \frac{GD^2}{375} \varepsilon_T \quad (V.48)$$

Khi tăng tốc và khi hãm có kim loại trong các trục

$$M_{n.p} = M_k \pm M_d = M_k \pm (GD^2/375)\varepsilon_p \quad (V.49)$$

ở đây GD^2 - mômen bánh đà tương đương có xét đến khối lượng phôi đúc (chấp nhận khối lượng thổi đúc m_c nằm trên đường tròn trục có đường kính D).

Để tăng năng suất máy, phải cố làm sao cho ε_p và ε_T càng cao càng tốt. Trên các máy cán thô hiện đại, các trị số của chúng đạt tới 2,8 - 8,0 1/s² khi tăng tốc và đạt tới 4,0 - 10 1/s² khi hãm.

Nếu ký hiệu thời gian của các giai đoạn tăng tốc, đạt tốc độ quy định và hãm bằng t_p , t_y và t_T , thì tổng thời gian một lần cán là

$$t = t_p + t_y + t_T \quad (V.50)$$

Nếu quy định số vòng quay các trục khi cặp là n_c ,

số vòng quay ở tốc độ quy định là n_y và số vòng quay ở đầu ra là n_B , ta tìm t_p và t_T :

$$t_p = (n_y - n_c)/\varepsilon_p, \quad t_T = (n_y - n_B)/\varepsilon_T$$

Thời gian giai đoạn đạt tốc độ quy định phụ thuộc vào chiều dài L của dải cán. Vì diện tích phần gạch chéo của biểu đồ trên hình V.13 tương ứng chiều dài dải cán, nên ta có được phương trình

$$L = \frac{\pi D}{60} \left(\frac{n_c + n_y}{2} t_p + n_y t_y + \frac{n_y + n_B}{2} t_T \right) \quad (V.51)$$

ở đây D - đường kính làm việc của các trục, do đó thời gian giai đoạn đạt tốc độ quy định là

$$t_y = \frac{60L}{\pi D n_y} - \frac{1}{n_y} \left(\frac{n_c + n_y}{2} t_p + \frac{n_y + n_B}{2} t_T \right) \quad (V.52)$$

Thời gian tăng tốc và hãm trong hành trình không tải: $t_p = n_c/\varepsilon_p$, $t_{T.n} = n_B/\varepsilon_T$.

10. VÍ DỤ TÍNH TOÁN

Xác định mômen cán và công suất động cơ chính theo lực cán và theo mức tiêu hao năng lượng khi cán thép đúc trên máy cán thô 1150 (tiếp theo ví dụ 1, chương IV).

Các thông số cần tính toán	Ký hiệu	Các công thức tính toán
1	2	3

Xác định công suất theo lực cản

Mômen cản	M_{np} , t.l.m	$M_{np} = 2P\psi l =$ $= 2.1240.0,5.0,2115 = 262$
Hệ số tay đòn	ψ	$\psi = f(\epsilon, \delta)$
Mômen các lực ma sát trong các ổ trục	M_{Tp1} , t.l.m	$M_{Tp1} = Pd\mu_1 =$ $= 1240.0,8.0,01 = 10$
Mômen thất thoát trong truyền động của bộ dẫn động chính	M_{Tp2} , t.l.m	$M_{Tp2} = \left(\frac{1}{\eta} - 1\right) \frac{M_{np} + M_{Tp1}}{i} =$ $= \left(\frac{1}{0,99} - 1\right) \frac{262 + 10}{1} = 2,7$
Tổng mômen trên trục động cơ điện (không tính mômen động)	M_{dc} , t.l.m	$M_{dc} = M_{cT} = M_{np} + M_{Tp1} +$ $+ M_{Tp2} = 262 + 10 + 2,7 =$ $= 274,7$
Công suất động cơ từ tải trọng tĩnh	N_{cT} , kW	$N_{cT} = M_{cT}\omega = 274,7.5,35 =$ $= 14700$
Tốc độ góc	ω , 1/s	$\omega = \frac{2v}{D} = \frac{2.2,5}{1,120} = 5,35$

Xác định theo mức tiêu hao năng lượng riêng

Diện tích mặt cắt thổi dúc (khối lượng 12,5 tấn)	S_0 , m ²	$0,900 \times 0,900 = 0,81$
Diện tích mặt cắt thổi dúc ở lần cán trước	S_1 , m ²	$0,640 \times 0,710 = 0,454$

1	2	3
Diện tích mặt cắt thời đức ở lần cán này	S_2, m^2	$0,560 \times 0,720 = 0,403$
Tổng độ giãn dài trước khi cán ở lần cán này	λ_n	$\lambda_n = \frac{0,81}{0,455} = 1,78$
Tổng độ giãn dài say lần cán này	λ_{n+1}	$\lambda_{n+1} = \frac{0,81}{0,403} = 2$
Độ giãn dài ở lần cán này	λ	$\lambda = \frac{0,455}{0,403} = 1,13$
Mức tiêu hao năng lượng riêng: Với λ_n	$a_n, kW, h/t$	$a_n = 1,5$
Với λ_{n+1}	$a_{n+1}, kW, h/t$	$a_{n+1} = 2,0$
Mức tiêu hao năng lượng cho lần cán này	A, kWh	$A = (a_n - a_{n+1})G =$ $= (2,0 - 1,5)12,5 = 6,25$
Chiều dài thời thép đúc sau khi cán	L, m	$L = L_0 \lambda = 2,2 \cdot 2 = 4,4$
Thời gian cán	t, s	$t = \frac{L}{v} = \frac{4,4}{2,5} = 1,75$
Công suất cần phải có của động cơ	N_{dc}, kW	$N_{dc} = A \frac{3600}{t} = 6,25 \frac{3600}{1,75} =$ $= 13000$

Chương VI

LÝ THUYẾT CÁN NGANG VÀ CÁN XOẮN ỐC

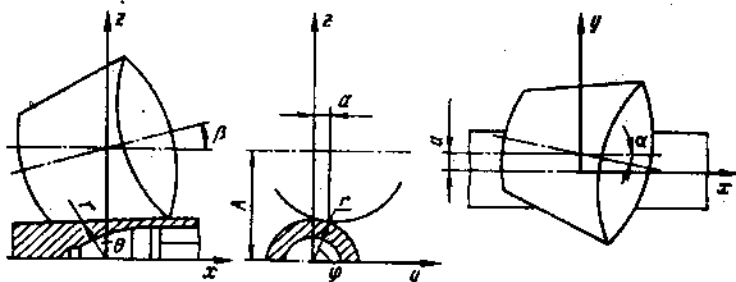
1. HÌNH HỌC CÁN NGANG VÀ CÁN XOẮN ỐC

Cả khi cán ngang lẫn khi cán xoắn ốc, việc ép lún phôi đều được thực hiện bằng cách làm cho các bề mặt tiếp xúc của các trục tiến lại gần nhau trong khi quay, còn phôi thì nằm giữa các bề mặt đó. Khi cán ngang, các đường tâm của các trục cán và của phôi song song với nhau, hướng quay hai trục giống nhau. Khi cán xoắn ốc, các đường tâm của các trục được bố trí lệch so với đường tâm phôi, bản thân phôi thì chuyển động theo hướng đường tâm của mình.

Sơ đồ quá trình cán ngang và cán xoắn ốc trong trường hợp tổng quát được trình bày trên hình VI.1. Hình học quá trình cán được đặc trưng bằng các góc nạp α , góc dất β và bằng độ lệch a của đường tâm trục so với đường tâm phôi (tâm sai). Chuyển động tịnh tiến hoặc chuyển động dọc trục (theo trục x) của phôi liên quan tới góc β và độ lệch a . Trị số góc nạp là $4-12^\circ$, gần đây cũng đã có áp dụng các góc nạp lớn - tới $15 - 18^\circ$.

Sự thay đổi bán kính và tốc độ vòng của trục theo chiều dài vùng biến dạng liên quan tới góc dất β . Trong các máy cán có các trục hình tròn $\alpha \neq 0$, $\beta = 0$, $a = 0$; trong

đó các máy cán có hai hoặc ba trục dạng nấm $\alpha \neq 0$, $\beta > 0$, $a = 0$; trong các máy có các trục dạng chén $\alpha \neq 0$, $\beta < 0$, $a = 0$; trong các máy cán có hai trục dạng đĩa $\alpha = 0$, $\beta > 0$, $a \neq 0$ (hình VI.2). Có các sơ đồ cán hai, ba và bốn trục.



Hình VI.1. Sơ đồ tổng quát cán xoắn ốc

Khi cán các chi tiết có bề mặt xoắn ốc người ta sử dụng các sơ đồ hai và ba trục; trong đó sử dụng hai kiểu trục - có các rãnh cán vòng và xoắn ốc.

Tùy theo kiểu rãnh cán có bề mặt xoắn ốc mà có thể có các sơ đồ cán xoắn ốc sau đây (hình VI.3)

Theo sơ đồ a người ta sử dụng các trục có các rãnh cán hình vòng. Góc nạp bằng góc nâng biến dạng cán trên phôi ($\alpha = \alpha_p$).

Theo sơ đồ b người ta sử dụng các trục có các rãnh cán xoắn ốc, hướng của chúng khác dấu với hướng cán các sản phẩm. Góc nâng biến dạng trên phôi α_p lớn hơn góc nâng α_B rãnh cán xoắn ốc trên trục. Trong trường hợp này góc nạp bằng $\alpha = \alpha_p - \alpha_B$. Theo sơ đồ này việc cán được thực hiện với các góc nạp nhỏ hơn so với khi cán bằng các trục có các rãnh cán hình vòng.

Theo sơ đồ c người ta sử dụng các trục có các rãnh

xoắn ốc, hướng của chúng khác dấu với hướng cán sản phẩm. Góc nâng biên dạng trên phôi nhỏ hơn góc nâng các rãnh cán xoắn ốc trên trục, còn góc nạp $\alpha = \alpha_B - \alpha_p$.

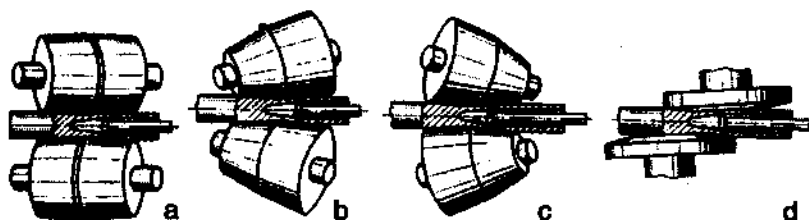
Việc áp dụng sơ đồ này đòi hỏi các trục nhiều mối ren phức tạp hơn. Theo sơ đồ này việc cán thường được tiến hành với các góc α nhỏ hơn so với sơ đồ a. Điều này cho phép giảm bớt các độ ép lún hướng tâm của phôi.

Các thông số hình học cơ bản của quá trình cán là diện tích F và chiều rộng b của bề mặt tiếp xúc, độ ép lún hướng tâm Δr bởi một trục, góc nạp α và tổng độ ép lún ε trong toàn bộ chu kỳ cán.

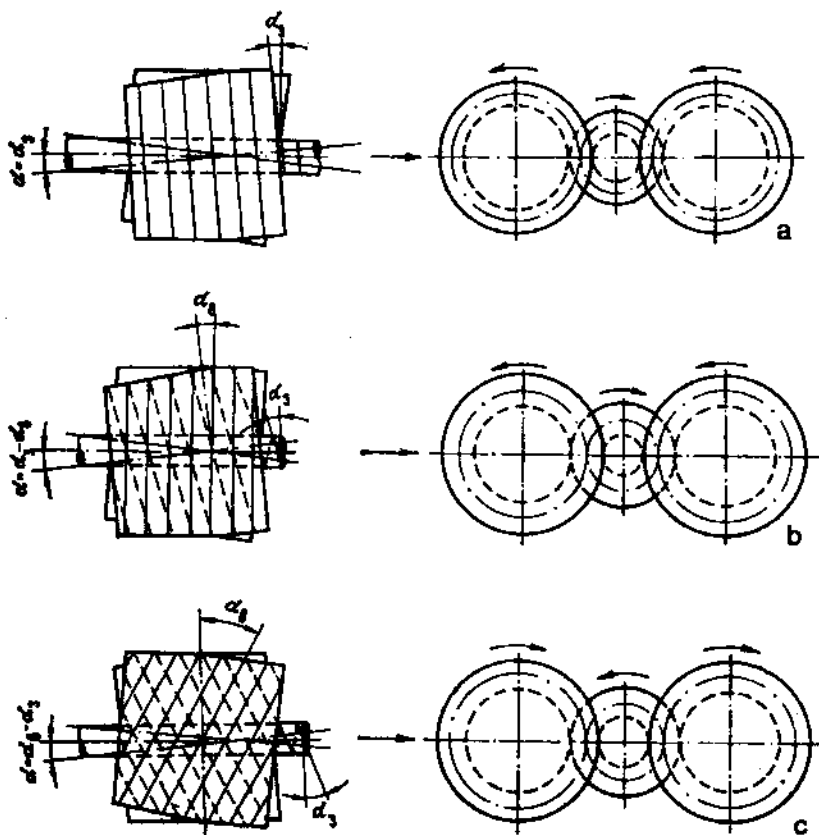
Bề mặt tiếp xúc, khi cán ngang và cán xoắn ốc các vật có hình dạng khác nhau, được xác định bằng cách chia vật đó ra thành nhiều đoạn và tính chiều dài và chiều rộng các đoạn đó. Khi đó diện tích bề mặt tiếp xúc

$$F = \sum \frac{b_x + b_{x+1}}{2} \Delta l \quad (\text{VI.1})$$

ở đây Δl - chiều dài của đoạn mà trên các ranh giới của nó, chiều rộng diện tích tiếp xúc là b_x và b_{x+1} .

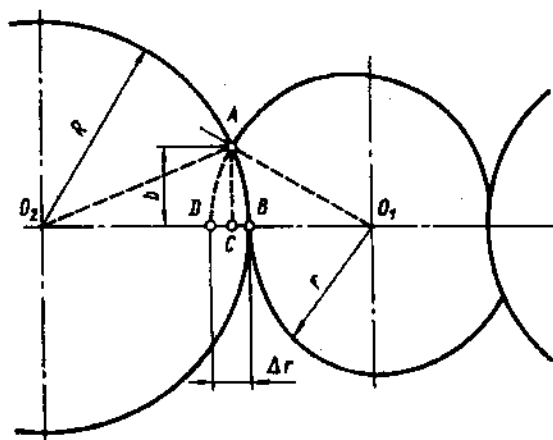


Hình VI.2. Các sơ đồ cán trên các máy có các trục hình trống (a) hình năm (b), hình chén (c) và hình đĩa (d)



Hình VI.3. Các sơ đồ cân bằng các trục có các rãnh cân vòng và xoắn ốc.

Chiều rộng b của các vật thể liên được xác định tùy theo trị số độ ép lún hướng tâm Δr , cũng như tùy theo các bán kính r của phôi và R của các trục.



Hình VI.4. Sơ đồ tiếp xúc khi cán ngang

Theo như hình VI.4 có thể chấp nhận, với độ chính xác khá cao đối với tính toán thực tế, rằng $b \approx AB \approx AC$ (không tính đến độ bẹt trục). Vậy thì

$$b \approx \sqrt{(r + \Delta r)^2 - (r + BC)^2} = \sqrt{R^2 - (R - BC)^2} \quad (\text{VI.2})$$

Nếu trong phương trình này bỏ qua các bình phương Δr và BC , thì ta có $BC = (r\Delta r)/r + R$, khi đó

$$b \approx \sqrt{[2Rr/(r + R)]\Delta r} \quad (\text{VI.3})$$

Sử dụng phương trình này ta có thể tìm được chiều rộng diện tích tiếp xúc. Chiều rộng thực của nó sẽ lớn hơn chút ít do sự lấn kim loại và sự ôvan hóa phôi, cũng như do sự nén đàn hồi cục bộ các trục và phôi cán.

Khi cán kim loại với các ứng suất tiếp xúc cao và đặc biệt là trong trạng thái nguội thì sự biến dạng đàn hồi cục bộ các trục (hình VI.15) có ảnh hưởng rõ rệt đối với bề mặt tiếp xúc.

Độ choán các đoạn tiếp xúc b_1 và b_2 được tính theo các biểu thức

$$b_1 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r}(\Delta r + \Delta_1 + \Delta_2)} \quad (\text{VI.4})$$

$$b_2 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r}(\Delta_1 + \Delta_2)} \quad (\text{VI.5})$$

Chiều rộng bề mặt tiếp xúc có tính đến sự nén đàn hồi các trục và phôi

$$b = b_1 + b_2 = \sqrt{\frac{2Rr}{R+r} \Delta_1 + b_2^2} + b_2 \quad (\text{VI.6})$$

Có thể xác định gần đúng b_2 trong phương trình này theo công thức Gesr áp dụng cho hai khối trụ. Nếu bỏ qua sự không đối xứng trong sự nén các khối này so với đường nối các tâm của chúng, thì chiều dài đoạn b_2 có thể được biểu hiện bằng công thức

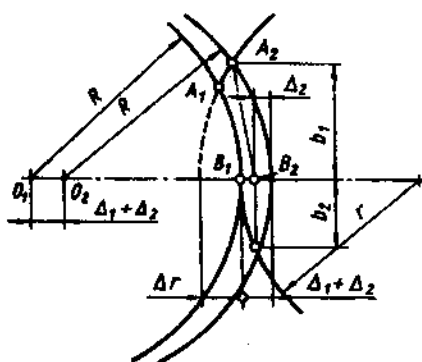
$$b_2 = \sqrt{4q(k_1 + k_2) \frac{2Rr}{R+r}}$$

ở đây $k_1 = (1 - \nu_1^2)/\pi E_1$ cho trục và $k_2 = (1 - \nu_2^2)/\pi E_2$ cho phôi

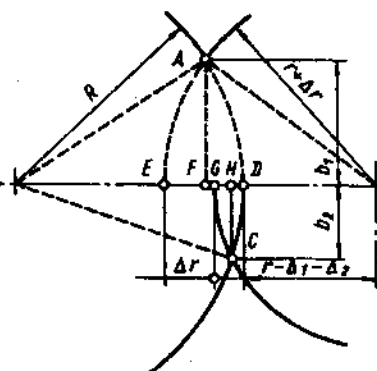
Tương tự cung cấp bệ khi cán dãi, coi như $p = 2b_2p$, ta có

$$b_2 = 8(k_1 + k_2) \frac{Rr}{R+r} p \quad (\text{VI.7})$$

Trong việc xác định bề mặt tiếp xúc khi cán xoắn ốc các vật thể rỗng, nên phân biệt hai trường hợp (hình VI.7)



Hình VI.5. Sơ đồ tiếp xúc có tính đến sự nén đàn hồi các trục và phôi



Hình VI.6. Sơ đồ để tính độ bẹt trục và phôi

1) Cán không trục gá hoặc có trục gá (kim loại làm giảm nhẹ trục gá trên toàn bộ bề mặt);

2) Cán có trục gá (kim loại áp sát vào trục gá tại những chỗ tiếp xúc với các trục)

Trong cả hai trường hợp, bề mặt tiếp xúc được tính tùy theo độ ép lún hướng tâm do trục tạo ra khi quay phôi (hình VI.8)

Việc tính toán độ ép lún hướng tâm do một trục tạo ra cho hai đoạn I và II được trình bày trong bảng VI.1

Ở cuối đoạn II. Khi mà độ dày thành ống giảm tới mức làm phát sinh các điều kiện của trường hợp thứ hai cán trên trục gá, độ ép hướng tâm bởi các trục (xem hình VI.7) là

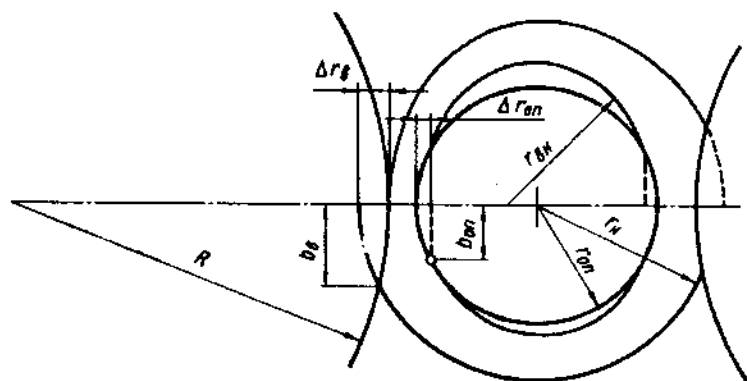
$$\Delta r_B = \Delta r_c - \Delta r_{on} \quad (VI.8)$$

ở đây Δr_c và Δr_{on} - tổng độ ép lún hướng tâm và độ ép lún hướng tâm do trục gá tạo ra.

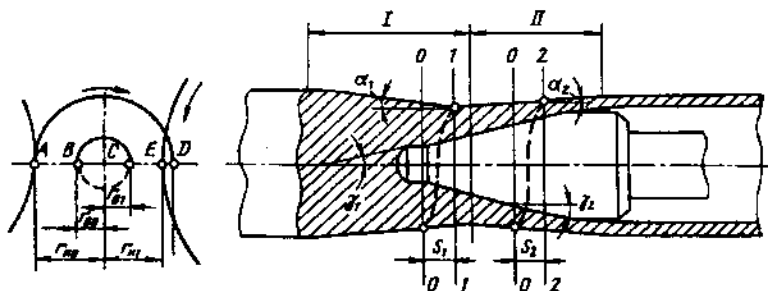
Trị số Δr_c được tìm theo bảng VI.1, còn Δr_{on} - theo biểu thức

$$\Delta r_{on} = \frac{r_{BH} - r_{on}}{2r_{BH}r_{on}} b_{on}^2 \quad (VI.9)$$

Đại lượng b_{on} được xác định căn cứ theo điều kiện là lực trên trục gá bằng lực toàn phần trên trục cán, trừ lực để uốn dẻo thành ống, không kể đến trục gá.



Hình VI.7. Sơ đồ ép lún thành ống giữa trục cán và trục gá



Hình VI.8. Sơ đồ ép lún khi cán xoắn ốc

Nếu chấp nhận rằng, các trị số áp suất tiếp xúc trên trục cán và trên trục gá như nhau, thì có thể xác định chiều rộng các bề mặt tiếp xúc trên trục cán b_B và trên trục gá b_{on} theo điều kiện $b_{on} = b_B - (q/p)$, trong đó q - áp suất cần có để uốn dẻo thành ống.

Đưa trị số b_{on} này vào phương trình (VI.9) ta có

$$\Delta r_{on} = \frac{r_{BH} - r_{on}}{2r_{BH}r_{on}} \left(b_B - \frac{q}{p} \right) \quad (VI.10)$$

Nên chú ý rằng, theo phương trình (VI.2) thì

$$\Delta r_B = \frac{R + r_H}{2Rr_H} b_H^2 \quad (VI.11)$$

BẢNG VI.1

TÍNH ĐỘ ÉP LÚN HƯỚNG TÂM Δr_c

Máy cán	Khởi đầu trung tâm biến dạng	Kết thúc trung tâm biến dạng
1	2	3
Có các trục hình trống	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{R_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{r_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$
Có các trục hình đĩa	$\Delta r_c = \pi a \frac{d_x}{2\rho} \frac{F_H \cos \beta}{F_x \cos \varphi} \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi a \frac{d_x}{2\rho} \frac{F_H \cos \beta}{F_x \cos \varphi} \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$
Có các trục hình nắm	$\Delta r_c = \pi \frac{R_H}{R_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \alpha_1 + \operatorname{tg} \gamma_1) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$	$\Delta r_c = \pi \frac{D_H}{D_x} \frac{F_H}{F_x} \frac{d_x}{2} \operatorname{tg} \beta \times$ $\times (\operatorname{tg} \gamma_2 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{\eta_0}{\eta_T} \xi$

Ghi chú: η_o và η_T - hệ số trượt dọc trục và hệ số trượt tiếp tuyến (xem phần 2 chương VI). $\xi = 1,02 \pm 1,1$ hệ số độ ôvan.

sau khi đưa các trị số Δr_B và Δr_{on} vào phương trình (VI.8) ta có

$$b_B = \frac{B}{A+B} \frac{q}{p} + \sqrt{\left(\frac{B}{A+B}\right)^2 \left(\frac{q}{p}\right)^2 + \left[\Delta r_c + B\left(\frac{q}{p}\right)^2\right] \frac{1}{A+B}} \quad (\text{VI.12})$$

$$\text{ở đây } A = \frac{R + r_H}{2Rr_H}, \quad B = \frac{r_{BH} - r_{on}}{2r_{BH}r_{on}}$$

Nếu bỏ qua ảnh hưởng của độ cứng thành ống và chấp nhận $q = 0$ thì phương trình (VI.12) có dạng phương trình để tính bề mặt tiếp xúc khi cán các vòng.

2. ĐỘNG HỌC CÁN NGANG VÀ CÁN XOẮN ỐC

Khi phân tích động học quá trình cán cần chú ý sự trượt phát sinh trên các bề mặt tiếp xúc của các trục và phôi. Đại lượng trượt này được đặc trưng bằng hệ số trượt tiếp tuyến η_T , bằng tỉ số giữa tốc độ tiếp tuyến của phôi và tốc độ tiếp tuyến của các trục

$$\eta_T = v_{\varphi p} / v_{\varphi B} \quad (\text{VI.13})$$

và bằng hệ số trượt dọc trục - tỉ số của các tốc độ tương ứng

$$\eta_o = v_{xp} / v_{xB} \quad (\text{VI.14})$$

Số vòng quay của phôi

$$n_p = (R/r) \eta_T \eta_B \quad (\text{VI.15})$$

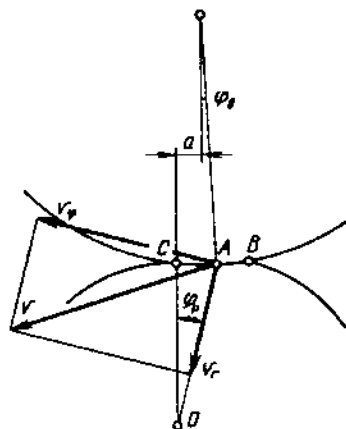
BẢNG VI.2.

HỆ SỐ TRƯỢT DỌC TRỰC η_0 KHI CHUỐT PHÔI TỪ CÁC THÉP 10 VÀ 20

Máy cán	Đường kính ống, inch	Độ dày, thành ống h, mm	Góc nghiêng các trục, độ	Phần mũi trục gà thò ra ngoài, đường các tâm trục, mm	Đường kính phôi, mm	η_0
Tự động 5-14'	6	12-18	8	60-100	170	$\eta_0 = 596 - \sqrt{355068 - (h + 14,80)^2}$
	8	22-33	7	80-100	170	$\eta_0 = 628 - \sqrt{392950 - (h - 10,4)^2}$
	10	25-40	6	80-100	230	$\eta_0 = 628 - \sqrt{392950 - (h - 10,4)^2}$
	12	32-56	5	80-100	270	$\eta_0 = 306 - \sqrt{95328 - (h - 56,2)^2}$
Ngoại quốc 6-12'	8	10,20	7	40-60	360-345	$\eta_0 = 0,052h - 0,49$
	10		7	40-60	400-420	
	12		7	40-60	435-450	

Ghi chú: Khi chuốt phôi trên máy tự động 5-14", số vòng quay trục là 87,3 vòng/phút, nhiệt độ cán 1220 - 1250°C, trên máy ngoại quốc 6-12" thì tương ứng là 30-40 vòng/phút ở 1140 - 1180°C.

Ta ký hiệu tốc độ hướng tâm các phần tử kim loại (theo bán kính phôi) là v_r , tốc độ tiếp tuyến là v_ϕ và tốc độ dọc trục là v_x . Hệ số trượt tiếp tuyến bằng khoảng 0,95 - 1,0 còn hệ số trượt dọc trục có thể tính được gần đúng theo bảng VI.2.



Hình VI.9. Sơ đồ tốc độ trong vùng biến dạng

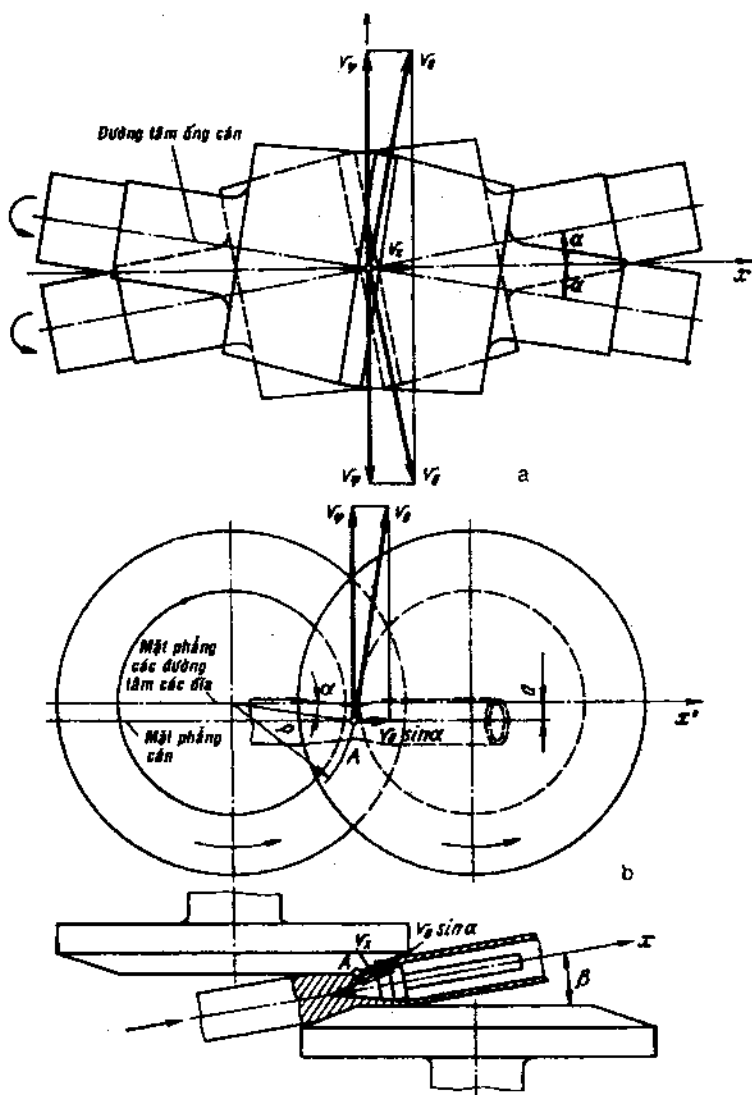
Ta định hướng vector tốc độ điểm A của phôi tiếp xúc với các trục (hình VI.9) theo tiếp tuyến với bề mặt tiếp xúc và xác định tốc độ với số vòng quay quy định của phôi là n_p .

$$v = \frac{\pi n_p}{30} \frac{AO}{\cos(\phi_B + \phi_p)} \quad (VI.16)$$

Từ biểu thức này rút ra được rằng tốc độ v giảm theo hướng từ điểm B đến chỗ kim loại ra khỏi các trục. Nếu cho rằng có điểm trung hòa trên bề mặt tiếp xúc, nơi mà không có sự trượt kim loại theo trục, thì tại điểm B tốc độ phôi phải lớn hơn tốc độ các trục, còn tại điểm C, ngược lại, trục vượt sớm hơn phôi.

Căn cứ vào điều kiện không đổi thể tích kim loại, rút ra được rằng $r\omega = v_\phi = \text{const}$ nghĩa là tốc độ tiếp tuyến phải không đổi trên khoảng choán toàn bộ cung tiếp xúc.

Vì tốc độ tuyệt đối của điểm A phải định hướng theo tiếp tuyến với bề mặt tiếp xúc của các trục, nên



Hình VI.10. Các hợp phần tốc độ khi cân xoắn ốc;
a) máy cân trục nghiêng (xiên); b) máy cân kiểu trục đĩa

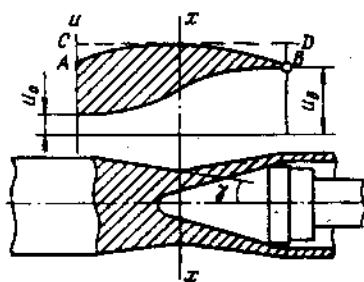
$$v = v_{\varphi} / (\cos(\varphi_B + \varphi_p)) \quad (VI.17)$$

Khi $v_{\varphi} = \text{const}$, trị số tốc độ tại điểm B sẽ cực đại, còn tại điểm C sẽ cực tiểu.

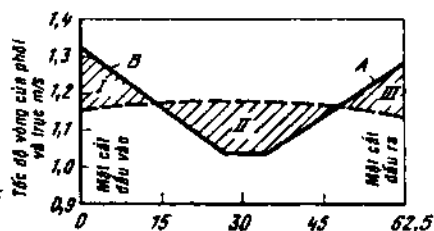
Ta chấp nhận rằng khi cán ngang cũng như khi cán dọc, trên bề mặt tiếp xúc có điểm trung hòa, mà tại đó kim loại phôi chuyển động với tốc độ giống như tốc độ các trục cán. Cứ cho rằng điểm này trùng khớp với điểm A (hình VI.9), vậy thì trên cơ sở các kết luận đã rút ra được

$$v_{\varphi} = v_B \cos(\varphi_B + \varphi_p) \quad (VI.18)$$

V.S.Smirnov đã tiến hành khảo sát thực nghiệm hệ số trượt tiếp tuyến khi cán ngang. Theo số liệu khảo sát, trong trường hợp cán nóng các phôi hình trụ ở 700 - 1200°C, hệ số trượt nằm trong khoảng 0,9 - 0,95.



Hình VI.11. Tốc độ tịnh tiến theo chiều dài phôi trong các máy chuốt: AB - thành phần dọc trục của tốc độ vòng các trục trong máy cán có trục nghiêng; CD - cũng như trên nhưng trong máy có trục kiểu đĩa



Hình VI.12. Sự thay đổi tốc độ vòng của phôi (A) và của trục (B) theo chiều dài của vùng biến dạng khi chuốt; I, III - vùng sớm; II - vùng trễ

Sự chuyển động kim loại theo hướng đường tâm phôi khi cán xoắn ốc được thực hiện bằng vài phương pháp. Các phương pháp phổ biến sẽ bảo đảm:

Bố trí các trục nghiêng một góc nào đó so với đường tâm phôi (hình VI. 10,a)

Độ lệch đường tâm phôi so với mặt phẳng đi qua các đường tâm của các trục (hình VI.10,b).

Việc tính toán tốc độ vòng của các trục v và các thành phần của nó - thành phần tiếp tuyến v_{ϕ} và thành phần dọc trục v_x của các trục cán và phôi được trình bày trong bảng VI.3. Trong đó F_1 và F_x - diện tích mặt cắt ngang của phôi ở mặt cắt đầu ra và tại điểm x cần xem xét.

Theo số liệu khảo sát thực nghiệm, trong các máy chuốt, tốc độ ra của phôi thường nhỏ hơn vectơ dọc trục tốc độ vòng của các trục cán ở mặt cắt đầu ra, nghĩa là $\eta_0 < 1$. Bởi vậy trên toàn bộ khoảng choán của vùng biến dạng khi chuốt $v'_x < v_x$, như đã thể hiện trên hình V.11.

Các trị số các hệ số trượt tiếp tuyến và dọc trục nên được xác định trên cơ sở số liệu khảo sát thực nghiệm.

Căn cứ theo đặc điểm trượt phôi theo các trục cán ở hướng tiếp tuyến, có thể chia toàn bộ trung tâm biến dạng thành ra ba vùng. Trong hai vùng ngoài cùng, nằm ở đầu và cuối trung tâm biến dạng, phôi vượt trước (sớm hơn) các trục, còn ở vùng giữa thì phôi chậm trễ hơn các trục (hình VI.12). Tại các chỗ chuyển tiếp từ các vùng sớm sang vùng trễ, phôi chuyển động với tốc độ vòng bằng tốc độ các trục cán và hệ số trượt tiếp tuyến bằng 1.

BẢNG VI.3.

**TÍNH TOÁN TỐC ĐỘ VÒNG, TỐC ĐỘ TIẾP TUYẾN VÀ DẠC TRỤC
CỦA TRỤC VÀ PHÔI**

Máy cùn	Tốc độ trục			Tốc độ phôi	
	Vòng	Tiếp tuyến	Dạc trục	Tiếp tuyến	Dạc trục
Có các trục hình trống	$v = \frac{\pi v_B R}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R \cos \alpha}{30}$	$v_x = \frac{\pi n_B R \sin \alpha}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R_1 \cos \alpha}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B R_1 \sin \alpha}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_o$
Có các trục hình đĩa	$v = \frac{\pi v_B R}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R \cos \alpha}{30}$	$v_x = \frac{\pi n_B a \cos \beta}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R_1 \cos \alpha}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B a \cos \beta}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_o$
Có các trục hình nắm	$v = \frac{\pi v_B R}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R \cos \alpha}{30}$	$v_x = \frac{\pi n_B R \sin \alpha}{30}$	$v_\phi = \frac{\pi n_B R_1 \cos \alpha}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_T$	$v_x = \frac{\pi n_B R_1 \sin \alpha}{30} \frac{f_1}{f_x} \eta_o$

3. TRẠNG THÁI ỨNG SUẤT

Khi cán ngang các phôi liên có trục đối xứng, bên trong phôi phát sinh trạng thái ứng suất - biến dạng không đều do sự đặt cục bộ các lực và do tỉ số b/r nhỏ (tương tự tỉ số l/h khi cán dọc). Với các độ ép lún nhỏ (khoảng dưới 5%) sự biến dạng dẻo không xâm nhập tới toàn bộ mặt cắt phôi và bên trong phôi hình thành lõi đàn hồi. Trong trường hợp các độ ép lún khá lớn (tới 20%) sự biến dạng dẻo xâm nhập tới trục phôi ở trong trạng thái dẻo không đều do có tác động của các vùng bên ngoài. Sơ đồ phân bố các trục trong giá cán làm việc (sơ đồ hai trục hoặc ba trục) cũng như chiều dài bề mặt tiếp xúc và chiều dài trục cán có ảnh hưởng to lớn đối với trạng thái ứng suất - biến dạng. Chẳng hạn, nếu chiều dài bề mặt tiếp xúc lớn hơn bán kính phôi thì có thể coi như sự biến dạng là hai chiều theo các tọa độ độc cực r và φ .

Việc giải tròn vện bài toán cùng với việc dựng các trường ứng suất và chuyển dịch (tốc độ) phù hợp là một việc tốn công, vì vậy người ta áp dụng các biện pháp đơn giản hóa khác nhau. Với những điều kiện giới hạn về ứng suất bài toán trở thành bài toán xác định được theo phương pháp tĩnh và để giải có thể sử dụng chỉ phương trình cân bằng và dẻo cho vật thể cứng - dẻo. Các bài toán đàn hồi - dẻo cho trạng thái ứng suất trong phôi rỗng và phôi liên khi cán ngang được giải bằng phương pháp phân chia các biến số (phương pháp Furce). Áp dụng phương pháp các đường trượt và thay σ_x , σ_y bằng σ_{cp} , α (ứng suất tương đối trung bình và góc nghiêng của đường trượt so với trục x) ta có thể đưa hệ phương trình tới dạng sau đây:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial x} + \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial y} - \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} - \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} \right) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{VI.19})$$

Giải hệ phương trình này phối hợp với các hệ thức vi phân

$$d\sigma_{cp} = \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial x} dx + \frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial y} dy; \quad d\alpha = \frac{\partial \alpha}{\partial x} dx + \frac{\partial \alpha}{\partial y} dy \quad (\text{VI.20})$$

ta sẽ có các phương trình vi phân các đường trượt

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \alpha; \quad \frac{dy}{dx} = -\operatorname{cotg} \alpha \quad (\text{VI.21})$$

Dọc các đường trượt là các hệ thức

$$d\sigma_{cp} - \sigma d\alpha = 0; \quad d\sigma_{cp} + d\alpha = 0 \quad (\text{VI.22})$$

Nếu chấp nhận rằng sự tiếp xúc kim loại với các trục diễn ra theo đường thẳng, ta sẽ xem xét quá trình cán ngang như là kết quả của các quá trình ép cơ bản trong khi vật cán xoay đi một góc nhỏ. Khi đó trạng thái ứng suất được thể hiện bằng trường các đường trượt (hình VI.13); gồm một tam giác đều, hai vùng hình quạt và một tứ giác cong, có thể xác định tọa độ các điểm nút của tứ giác này bằng các phương pháp đã biết.

Để tìm được ứng suất tiếp xúc ta xem xét sự cân bằng nửa phôi nằm bên phải đường I-I; theo điều kiện

$$\text{cân bằng ta có } \int_0^r \sigma_y dx = 0.$$

Để xác định ứng suất σ_y ta xem xét hai đường trượt trực giao AB và BC (hình IV.13). Áp dụng định lý Genka ta sẽ có.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{cpA} - \sigma_{cpB} &= -\sigma \alpha_{AB'} \\ \sigma_{cpB} - \sigma_{cpC} &= -\sigma \alpha_{BC'} \end{aligned} \right\} \quad (VI.23)$$

ở đây σ_{AB} , σ_{BC}
- các góc xoay
các đường trượt
giữa các điểm A
và B, B và C.

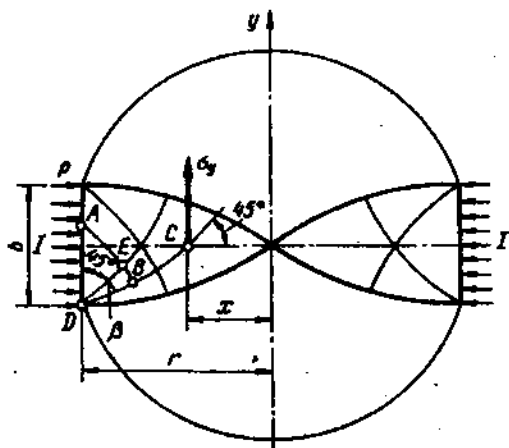
Vì đường
trượt BC
cùng với đường
tâm trục tạo
thành góc 45°
tại điểm C, nên
các góc xoay các
đặc tuyến bằng
góc β nằm giữa
các đường trượt

DB và DE, nghĩa là $\alpha_{BC} = -\alpha = \beta$.

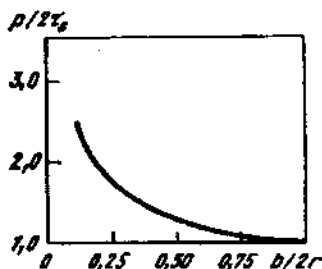
Từ các phương trình (VI.23) rút ra được rằng $\sigma_{cpA} - \sigma_{cpC} = \sigma(\sigma_{BC} - \sigma_{AB}) = 2\delta\beta$. Ứng suất trung bình trong phương trình này được xác định theo điều kiện dẻo

$$\sigma_{cpA} = p - \frac{\sigma}{2}; \quad \sigma_{cpC} = \sigma_y + \frac{\sigma}{2} \quad (VI.24)$$

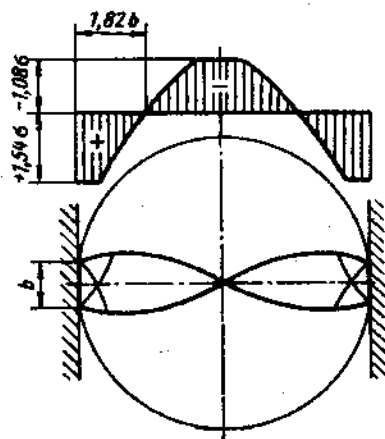
Trị số $p/2\tau_s$ tính toán tùy theo $b/2r$ được trình bày bằng đồ thị trên hình VI.14. Giới hạn dưới khả năng



Hình VI.13. Trường các đường trượt khi nén khối trụ



Hình VI.14. Quan hệ $p/2\tau_s = f(b/2r)$



Hình VI.15. Sự phân bố các ứng suất khi cân ngang với $b/2r = 0,123$; $\beta = 75^\circ$

áp dụng mối liên này sẽ là $b/2r = 1$ và $p = 2\tau_s$, khi mà các tam giác gần tiếp xúc trên hình VI.13 chạm các đỉnh. Giới hạn trên là $2r/b$, tương ứng quá trình thúc của khuôn cứng vào nửa khoảng trống, mà trong đó đặc điểm của trường thay đổi so với trường đã được trình bày trên hình VI.13.

Trong bảng VI.14 trình bày các công thức tính ứng suất tiếp xúc trung bình trong những trường hợp cân khác nhau.

Phương pháp vừa xem xét dùng để xác định ảnh hưởng của các vùng bên ngoài đối với áp suất tiếp xúc cũng cho phép tính sự phân bố các ứng suất σ_y trên toàn bộ mặt cắt kinh tuyến của phôi. Các tính toán đã chứng minh rằng ở phần giữa phôi phát sinh các ứng

BẢNG VI.4

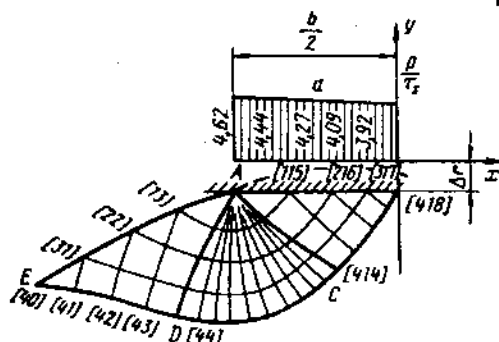
TÍNH ỨNG SUẤT TIẾP XÚC TRUNG BÌNH KHI CÁN NGANG VÀ CÁN XOẢN ỐC

Các điều kiện	$\frac{2r}{b}$ (tử số) và ε , % (mẫu số)	Công thức tính toán
Sức bền biến dạng không đổi trên mặt cắt	$\frac{< 1}{-}$	$p = (3,92 \div 4,62) \frac{\sigma}{2}$
	$\frac{1 - 8,5}{-}$	$p = \left(1,25 \ln \frac{2r}{b} + 1,25 \frac{b}{2r} - 1,25 \right) \sigma$
	$\frac{> 8,5}{-}$	$p = \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) \sigma$
Sức bền biến dạng thay đổi trên mặt cắt ¹	$\frac{-}{< 2,5}$	$p_0 = \sigma_{To} \left(1 + \frac{\pi}{2} \right) - \frac{\sqrt{2}}{2} (\sigma_{To} - \sigma_{Th})$
	$\frac{-}{2,5 - 10}$	$p = p_0 \left(1 + 0,008 \frac{\Delta r}{r} \right)$

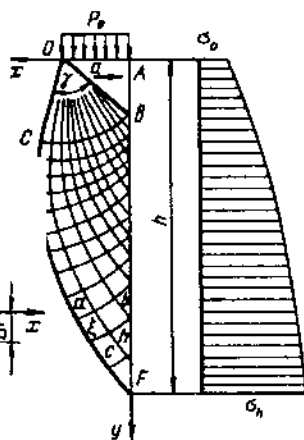
1. trên bề mặt n - ở độ sâu

suất kéo, còn ở gần các mặt tiếp xúc - các ứng suất nén (hình VI.15)

Khi cán giữa ba trục, sự phân bố các vùng dẻo sẽ tương ứng với trường được thể hiện trên hình I.28. Sự phân bố các vùng dẻo như vậy, giống như trong trường hợp trình bày trên hình VI.13, thỏa mãn các đk động trên ranh giới các đường trượt và từ định lý đã biết của lý thuyết dẻo cho phép tìm được trị số trên các ứng suất trên ranh giới.



Hình VI.16. Các đường trượt cho mặt trụ



Hình VI.17. Trường các đường trượt khi biến dạng không đồng nhất

Khoảng chuyển dịch pháp tuyến và tiếp tuyến trên mặt tiếp xúc là $u_r = \text{const}$ và $u_\phi = 0$, nghĩa là đúng với trường hợp dính. Các vùng không đều được ép từ tâm ra như vật thể rắn.

Khi phân tích các đường trượt Prandtl đã chấp nhận rằng các đường này khi đi từ bề mặt tiếp xúc tới bề mặt trống đã xoay đi một góc bằng $\pi/2$. Nhưng do khi cán ngang, các mặt trống không phải là các mặt phẳng, mà là các mặt trụ của phôi, nên góc xoay đường trượt nhỏ hơn chút ít (hình VI.16). Do đó áp suất tiếp xúc giảm xuống chút ít, hơn nữa ở giữa mặt tiếp xúc lại lớn hơn ở mép, vì góc xoay đường trượt khi ra tới mặt trống nhỏ hơn chút ít. Nếu cho rằng khi $(b/2r) < 1$ diễn ra sự chuyển vị kim loại ở gần các mặt tiếp xúc, thì áp suất

tiếp xúc trong trường hợp này bằng khoảng 0,76-0,9 trị số áp suất, mà được tính cho trường hợp $2r/b \approx 1+8,5$.

Xelicov và các cộng sự đã nghiên cứu ảnh hưởng của sự không đồng nhất nhiệt độ trên mặt cắt phối thích hợp đối với việc cán ngang và cán xoắn ốc. Trong trường hợp này, nên quy định sức bền biến dạng σ như là hàm tọa độ x, y . Bằng thực nghiệm, đã xác lập được rằng sự thay đổi nhiệt độ do tiếp xúc là không đáng kể, sự sụt tối đa nhiệt độ là ở hướng xuyên tâm trong các giới hạn 1100-750°C (khi cán nóng). Trên cơ sở các thí nghiệm có thể chấp nhận rằng, sức bền biến dạng σ là hàm chỉ của một tọa độ y hoặc r . Vậy thì đối với vật liệu cứng - dẻo không đồng nhất theo tọa độ ta sẽ có các phương trình.

$$\frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial x} + \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} + \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} \right) - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} \cos 2\alpha = 0 \quad (VI.25)$$

$$\frac{\partial \sigma_{cp}}{\partial y} - \sigma \left(\cos 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial y} - \sin 2\alpha \frac{\partial \alpha}{\partial x} \right) - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} \sin 2\alpha = 0 \quad (VI.26)$$

Dọc các đường trượt sẽ có các tương quan

$$d\sigma_{cp} + d\sigma\alpha - \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} dx = 0, \quad d\sigma_{cp} - \sigma d\alpha + \frac{1}{2} \frac{\partial \sigma}{\partial y} dx = 0 \quad (VI.27)$$

Sử dụng phương pháp giải các phương trình (VI.26 và VI.27) để giải bài toán đặt ra. Khi đó các miền dẻo AOCB (hình VI.17) được chia thành nhiều vùng, rồi lần lượt tìm nghiệm trong các vùng đó. Nên sử dụng bảng VI.4 để xác định áp suất trung bình p trên mặt tiếp xúc khi cán với sức bền biến dạng thay đổi trên bề mặt và ở sâu trong phối.

Các độ ép lún cực đại cho phép trong khoảng (quy định) thay đổi các cơ tính

$$\Delta r_{\max} \leq \frac{H_K^2 (R + r)}{Rr32 \left(\frac{l_\Phi}{l} \right)^2} \quad (\text{VI.28})$$

ở đây l_Φ - chiều dài thực của cung cặp; l - chiều dài hình học của cung cặp.

Có thể tính được độ sâu xâm nhập biến dạng dẻo theo công thức dưới đây:

$$h_n = 0,65 l_{cp} + \sum \Delta h \quad (\text{VI.29})$$

Có thể sử dụng phương pháp nói trên để tính các thông số lực cán các phôi trụ, các phôi định hình, các bánh răng và các mũi khoan.

4. TÍNH CÁC LỰC VÀ CÁC MÔMEN KHI CÁN NGANG VÀ CÁN XOẮN ỐC

Lực toàn phần khi cán ngang và cán xoắn ốc

$$p = p_{cp} F \quad (\text{VI.30})$$

trong đó diện tích tiếp xúc được tính theo biểu thức (VI.1), còn ứng suất tiếp xúc trung bình - theo bảng VI.4.

Ta ký hiệu góc nghiêng lực p so với đường nối các tâm các trục là φ và chia lực này ra thành hai hướng nằm ngang và thẳng đứng. Khi đó, lực tác động lên các trục ở hướng nằm ngang là $P_x = P \cos \varphi$, còn ở hướng thẳng đứng là $P_y = P \sin \varphi$. Có thể xác định góc φ trên cơ sở đại lượng b đã được tính ở trên (VI.6)

$$\operatorname{tg} \varphi = b/d \quad (\text{VI.31})$$

Mômen, và cần phải đặt tới từng trục để quay chúng, không tính đến các lực ma sát trong các ổ trục (hình VI.18).

$$M = Pa = P \frac{D+d}{2} \sin \varphi \approx P \frac{D+d}{2} \frac{b}{d} \quad (\text{VI.32})$$

Khi bố trí các trục với một độ nghiêng trong mặt phẳng kinh tuyến so với đường tâm phôi (hình VI.19), trên từng trục phát sinh các lực dọc trục.

$$U = P_x \sin \alpha \quad (\text{VI.33})$$

ở đây α - góc nghiêng đường tâm trục so với đường tâm sản phẩm cán

Mômen cần phải có để quay trục, trong trường hợp này là

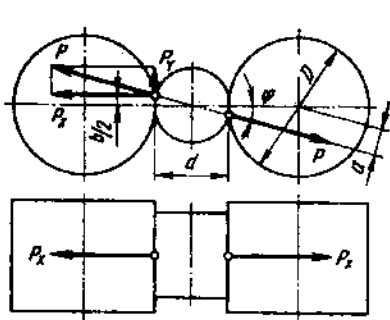
$$M = P_y R + P_x \frac{b}{2} \cos \varphi \quad (\text{VI.34})$$

trong đó R - bán kính trục ở tiết diện, mà tại đó đặt hợp lực cán.

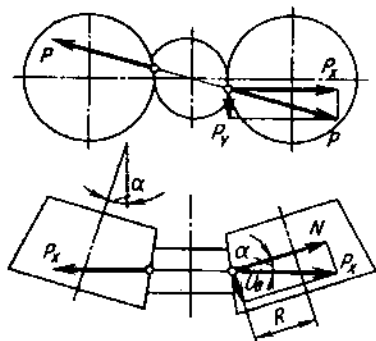
Đưa P_x , P_y đã trình bày ở trên vào phương trình này, ta sẽ có:

$$M = P \left(R \sin \varphi + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right) \quad (\text{VI.35})$$

Bằng phương pháp tương tự ta có thể tính được các lực và các mômen cần phải có để quy định các trục khi cán kim loại giữa ba trục hoặc giữa nhiều trục. Trong tất cả các trường hợp hướng các lực được xác định theo điều kiện là hợp lực cán nằm trên đường đi qua đường tâm sản phẩm án và đi qua điểm đặt hợp lực P vào.



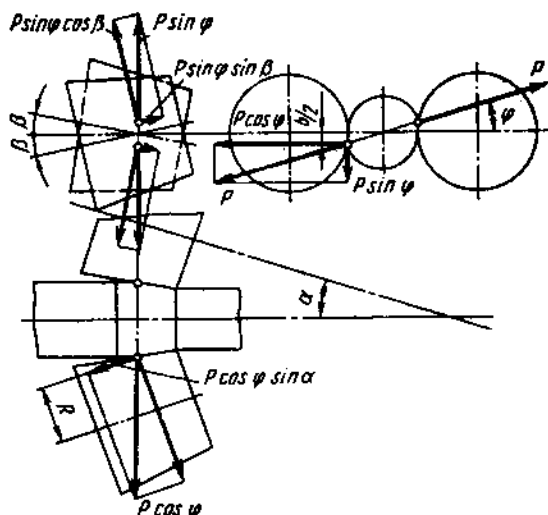
Hình VI.18. Hướng các lực tác dụng lên các trục khi cán ngang, trong đó các đường tâm các trục và phôi nằm song song



Hình VI.19. Hướng các lực tác động lên các trục khi cán ngang, trong đó đường tâm các trục nghiêng so với đường tâm phôi ở mặt phẳng kinh tuyến

Khi cán xoắn ốc có thể có hai trường hợp đặc trưng nhất về hướng các lực, đó là khi chuyển động tịnh tiến không gặp sức cản bên ngoài và có gặp sức cản bên ngoài. Trường hợp thứ nhất có thể xảy ra khi cán không có trục gá hoặc cán trục tục gá dài chuyển động tự do cùng với ống cán. Trường hợp thứ hai có thể xảy ra khi cán trên trục gá ngấn tì vào thân (các máy chuốt hoặc các máy đàn dặt).

Trường hợp thứ nhất khác với các trường hợp đã xem xét ở chỗ các đường tâm các trục không nằm trong mặt phẳng kinh tuyến mà cùng với nó tạo thành một góc nào đó (hình VI.20). Do có độ nghiêng này, trên các trục phát sinh các lực dọc trục. Trị số và hướng lực được xác định theo điều kiện là nếu khi phôi chuyển động mà không có sức cản dọc trục bên ngoài thì hợp lực cán, tức



Hình VI.20. Hướng các lực tác động lên các trục trong trường hợp cán xoắn ốc mà không có sức ăn dọc trục bên ngoài. Các vectơ lực ở hình chiếu trên bên trái được vẽ tới tỉ lệ phóng đại.

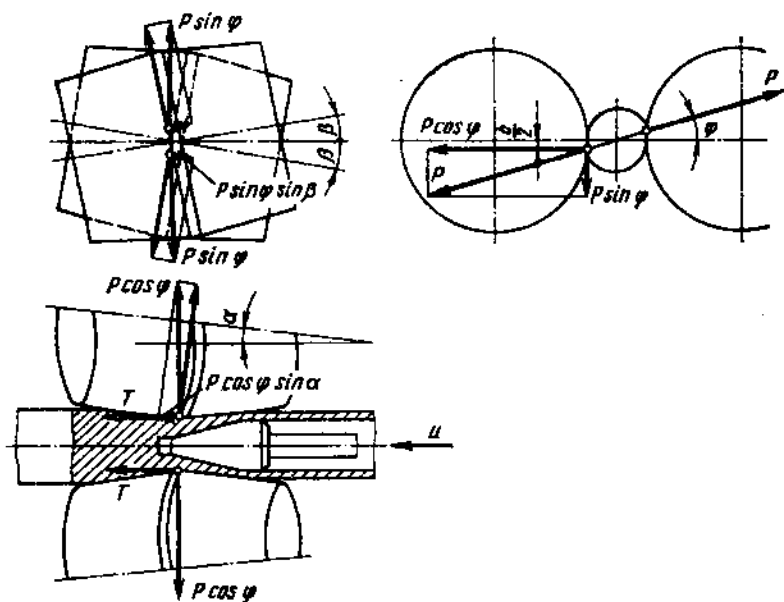
là các lực P , phải nằm trên mặt phẳng vuông góc với đường tâm phôi. Hình chiếu các lực này lên hướng vuông góc mặt phẳng kinh tuyến chính là $P \sin \varphi$ sẽ tạo ra lực vòng $P \sin \varphi \cos \beta$ và lực dọc trục $P \sin \varphi \sin \beta$ trên trục.

Khi đó nếu các trục được bố trí nghiêng một góc so với đường tâm phôi trong mặt phẳng kinh tuyến thì tổng lực dọc trục trên từng trục cán, có xét đến biểu thức (VI.42), bằng:

$$U_b = P \cos \varphi \sin \alpha - P \sin \varphi \sin \beta \quad (\text{VI.36})$$

Mômen cần phải có để quay trục

$$M = P \left[R \sin \varphi \cos \beta + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right] \quad (\text{VI.37})$$



Hình VI.21. Hướng các lực tác động lên các trục máy chuốt

Trường hợp các xoắn ốc thứ hai, trong đó khi kim loại chuyển động sẽ gặp sức cản dưới dạng trục gá ngăn, tì vào thân, khác với trường hợp thứ nhất ở chỗ trên các trục cán song song với đường tâm phôi có sự tác động các lực phụ, bằng lực dọc trục phát sinh trên trục gá. Nếu lực dọc trục này trên trục gá được ký hiệu là U_{on} , thì trong máy cán hai trục, trên từng trục có sự tác động của lực (hình VI.21) $T = U_{on}/2$.

Khi đó, xét đến phương trình (VI.45), tổng lực dọc trục trên trục cán

$$U = T \cos \alpha + P(\cos \varphi \sin \alpha - \sin \varphi \sin \beta) \quad (VI.38)$$

Mômen cần phải có để quay trục

$$M = P \left(R \sin \varphi \cos \beta + \frac{b}{2} \cos \varphi \cos \alpha \right) + TR \sin \beta \quad (\text{VI.39})$$

Ta xem xét hướng các lực tác động lên các trục khi mà sự chuyển dịch dọc trục phôi cán đạt được không phải bởi độ nghiêng các trục trong mặt phẳng kinh tuyến, mà do sự lệch các đường tâm các trục so với mặt phẳng này. Trong trường hợp này (không có sức cản dọc trục ở phôi) thì lực tác dụng lên các trục ở hướng đường tâm của nó, sẽ được cộng từ hai thành phần (hình VI.22):

$$U_B \approx P \cos(\varphi + \theta) \sin \alpha - P \sin(\varphi + \theta) \sin \gamma \quad (\text{VI.40})$$

trong đó θ - góc giữa mặt phẳng kinh tuyến II - II kẻ qua đường tâm phôi song song với các đường tâm hai trục cán và đường nối các tâm các trục cán trong mặt phẳng I - I, hoặc mặt phẳng III - III; γ - góc giữa đường tâm phôi và đường sinh của côn trục cán đi qua điểm A. Ở đây các góc φ , θ và γ gần bằng

$$\sin \varphi = \frac{b}{d}; \quad \sin \theta = \frac{2l}{2R + d}; \quad \sin \gamma = \frac{e - (d/2) \sin(\varphi + \theta)}{l} \quad (\text{VI.41})$$

ở đây e - khoảng cách giữa mặt phẳng II - II và mặt phẳng đi qua đường tâm các trục song song với mặt phẳng II - II; l - khoảng cách từ đỉnh đến các côn trục tới điểm A.

Trường hợp vừa xem xét hướng các lực tác động lên các trục có thể tương tự trường hợp trước đó (xem hình VI.20). Nếu các lực tác động lên các trục được chiếu lên mặt phẳng III - III và lên mặt phẳng vuông góc với nó,

thì có thể trình bày hướng lực bằng sơ đồ trên hình VI.21. Góc β tương ứng góc γ và chỉ nằm trong mặt phẳng góc với mặt phẳng III - III và có thể xác định nó theo phương trình

$$l \sin \beta = \frac{e}{\cos \theta} - \left(\frac{b}{2} + \frac{d}{2} \operatorname{tg} \theta \right) \quad (\text{VI.42})$$

Nếu góc θ nhỏ ta có thể $\cos \theta = 1$. Khi đó $\beta = \gamma$, còn lực trên trục cán

$$U_B \approx P \cos \varphi \sin \alpha - P \sin \varphi \sin \beta \quad (\text{VI.43})$$

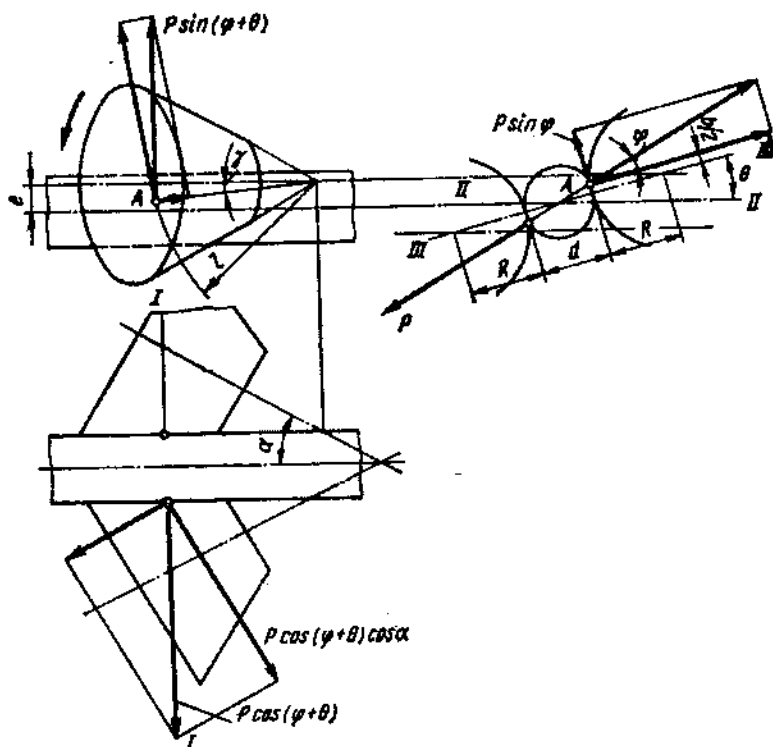
Mômen cần phải có để quay trục được xác định theo phương trình (VI.37). Nếu khi phôi chuyển động mà gặp sức cản dưới dạng trục gá thì khi tính U_B và M cần phải tính đến ảnh hưởng của lực T tương tự các phương trình (VI.38) và (VI.39).

Đối với máy cán có các trục dạng đĩa, các lực được xác định theo điều kiện cân bằng phôi cán cùng với trục gá, mà đã được xem xét ở trên thích hợp với máy cán có các trục nghiêng (xiên). Có thể biểu hiện lực phôi cán tác động lên từng trục đĩa bằng các lực P và T (hình VI.23)

Ta khai triển các lực P và T (tác động lên các trục đĩa) theo ba hướng vuông góc với nhau. Các lực ngang tác động lên các đĩa, các lực vuông góc với các đường tâm đĩa, bằng:

lên đĩa thứ nhất

$$X_1 = P_x + T_x = P \cos \psi \sin \beta + (U/2) \cos \beta \quad (\text{VI.44})$$



Hình VI.22. Hướng các lực tác động lên các trục khi cán xoắn ốc, trong đó các đường tâm trục lệch so với đường tâm phối.

và lên đĩa thứ hai

$$X_2 = P_x - T_x = P \cos \psi \sin \beta - (U/2) \cos \beta \quad (\text{VI.45})$$

hợp lực của áp suất đĩa lên phôi, r_0 - bán kính phôi ở mặt cắt mà tại đó đặt hợp lực. Lực thẳng đứng trên cả hai trục là như nhau:

$$Y_1 = Y_2 = P_y = P \sin \psi \quad (\text{VI.47})$$

Lực dọc trục tác động lên các đĩa là:

lên đĩa thứ nhất

$$Z_1 = P_z - T_z = P \cos \psi \cos \beta - (U/2) \cos \beta \quad (\text{VI.48})$$

lên đĩa thứ hai

$$Z_2 = P_z + T_z = P \cos \psi \cos \beta + (U/2) \sin \beta \quad (\text{VI.49})$$

Khi đã biết lực trên các đĩa theo cả ba hướng thì có thể đến dễ dàng tính được mômen cần phải có để quay các đĩa. Từ hình VI.23 rút ra được rằng mômen cần phải có để quay các đĩa, không tính đến các lực ma sát trong các ổ trục, để quay đĩa thứ nhất là

$$M_1 = Y \rho_1 \cos \varphi_1 + X_1 \rho_1 \sin$$

hoặc

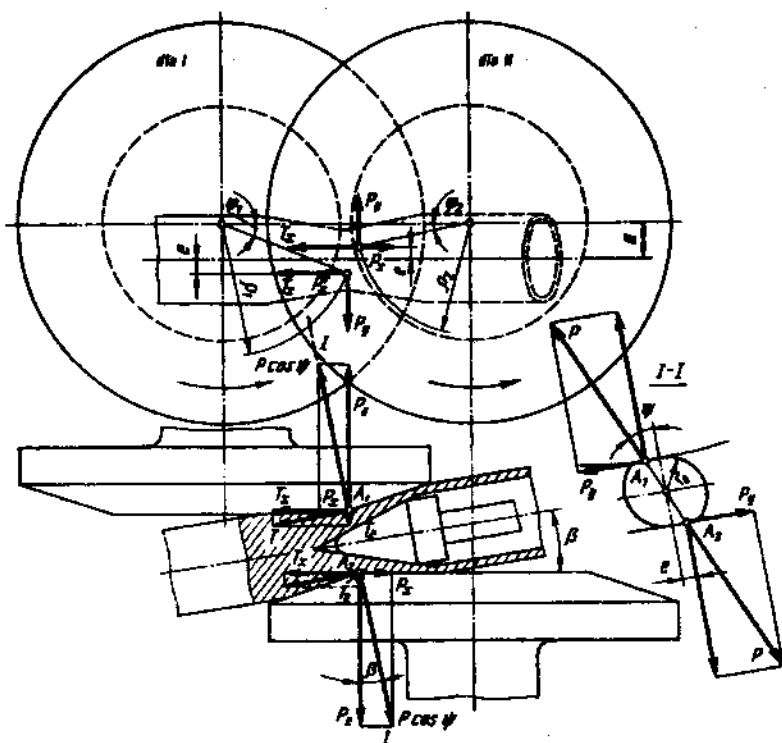
$$M_1 = P \rho_1 \sin \psi \cos \varphi_1 + P(a + e) \cos \psi \sin \beta + (U/2)(a + e) \cos \beta \quad (\text{VI.50})$$

để quay đĩa thứ hai

$$M_2 = Y \rho_2 \cos \varphi_2 - X_2 \rho_2 \sin \varphi_2$$

$$M_2 = P \rho_2 \sin \psi \cos \alpha_2 + P(a + e) \cos \psi \sin \beta + (U/2)(a - e) \cos \beta \quad (\text{VI.51})$$

Từ các phương trình này rút ra được rằng, để quay đĩa thứ nhất nằm ở phía đầu vào phôi, cần mômen lớn hơn so với mômen để quay đĩa thứ hai nằm ở phía cũ chặn trục gá.



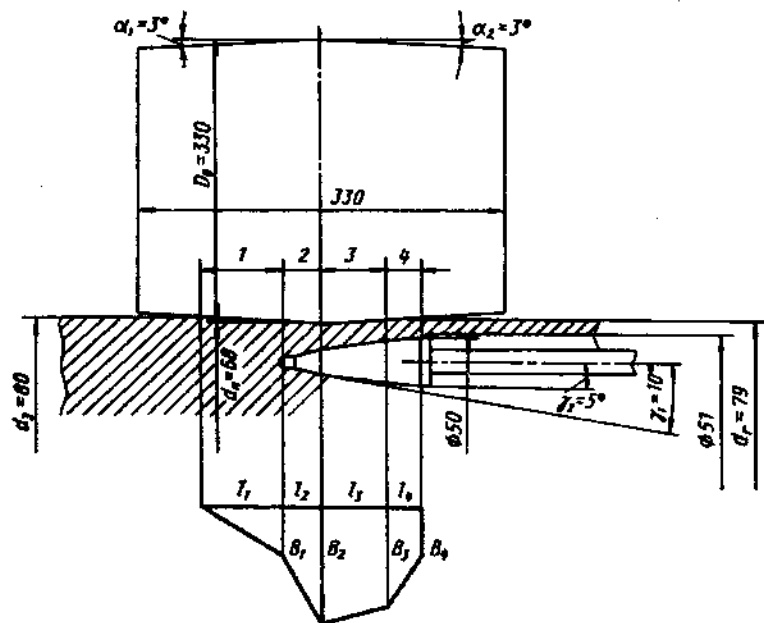
Hình VI.23. Các lực tác động lên các trục trong máy cân có trục dạng đĩa.

Mômen động cơ cho từng trục được xác định tương tự như khi cân dọc (xem phần 1, chương V):

$$M_{dc} = \frac{M}{i} + M_{Tp} + M_{x,x} \pm M_d \quad (VI.52)$$

5. VÍ DỤ TÍNH TOÁN

Tính các thông số hình học và các thông số lực cán xoắn ốc nóng phôi liên đường kính $d_3 = 80\text{mm}$ thành ống đường kính $d_r = 79\text{mm}$ và có độ dày thành ống $t = 14\text{mm}$ trên trục gá của máy cán ba trục (hình VI.24). Góc nạp $\alpha = 10^\circ$, góc đàn $\beta = 0$. Các chiều dài các đoạn phôi $L_1 = 90\text{mm}$, $L_2 = 24\text{mm}$, $L_3 = 55\text{mm}$, $L_4 = 30\text{mm}$. Nhiệt độ cán $T = 1.200^\circ\text{C}$. Sức bền biến dạng của thép $\sigma_\Phi = 8 \text{ kgf/mm}^2$. Hệ số ovan hóa $k = 2,5$. Hệ số trượt dọc trục $\eta_0 = 1$, hệ số trượt tiếp tuyến $\eta_T = 1$.



Hình VI.24. Dùng cho ví dụ tính các thông số cán xoắn ốc

Các thông số cần tính	Ký hiệu	Các công thức tính
1	2	3
Độ lún tương đối ở chỗ thắt	ε	$\frac{d_3 - d_{II}}{d_3} 100\% = 15\%$
Bán kính trục ở cuối đoạn	R_x , mm	
1		$R_1 = D_B/2 - L_2 \operatorname{tg} \alpha_1 = 165 - 24 \operatorname{tg} 3^\circ = 163,75$
2		$R_2 = D_B/2 = 165$
3		$R_3 = 165 - 55 \operatorname{tg} 3^\circ = 162$
4		$R_4 = D_B/2 - (L_3 + L_4) \operatorname{tg} \alpha_2 = 165 - 85 \operatorname{tg} 3^\circ = 160,55$
Bán kính phôi ở cuối đoạn	r_x , mm	
1		$r_1 = d_{IV}/2 + L_2 \operatorname{tg} \alpha_1 = 34 + 24 \operatorname{tg} 3^\circ = 35,25$
2		$r_2 = d_{IV}/2 = 34$
3		$r_3 = d_{IV}/2 + L_3 \operatorname{tg} \alpha_2 = 34 + 55 \operatorname{tg} 3^\circ = 37$
4		$r_4 = d_{IV}/2 + (L_3 + L_4) \operatorname{tg} \alpha_2 = 34 + 85 \operatorname{tg} 3^\circ = 38,45$
Lượng nạp tới một trục theo các đoạn (trong 1/3 vòng quay)	S_x , mm	$S_x = \frac{1}{3} \pi d_r \frac{F_r}{F_x} \operatorname{tg} \alpha \frac{\eta_o}{\eta_T};$

1	2	3
1		$S_1 = (1/3) \cdot 3,14 \cdot 79 \cdot 0,569 \cdot \text{tg}10^\circ \cdot 1 = 8,3;$
2		$S_2 = (1/3) \cdot 3,14 \cdot 79 \cdot 0,7 \cdot \text{tg}10^\circ = 10,2;$
3		$S_3 = (1/3) \cdot 3,14 \cdot 79 \cdot 0,946 \cdot \text{tg}10^\circ \cdot 1 = 13,8;$
4		$S_4 = (1/3) \cdot 3,14 \cdot 79 \cdot 1 \cdot \text{tg}10^\circ \cdot 1 = 14,587;$
Độ ép lún hướng tâm bởi một trục trên các đoạn (trong 1/3 vòng quay)	$\Delta r_1, \text{ mm}$	$\Delta r_1 = S_1 \text{tg}\alpha_1 = 8,3 \text{tg}3^\circ = 0,435;$ $\Delta r_2 = S_2(\text{tg}\gamma_1 + \text{tg}\alpha_1) = 10,2(\text{tg}10^\circ + \text{tg}5^\circ) = 2,32;$ $\Delta r_3 = S_3(\text{tg}\gamma_1 - \text{tg}\alpha_2) = 13,8(\text{tg}10^\circ - \text{tg}3^\circ) = 1,71;$ $\Delta r_4 = S_4(\text{tg}\gamma_2 - \text{tg}\alpha_2) = 14,587(\text{tg}5^\circ - \text{tg}3^\circ) = 0,512$
Chiều rộng mặt tiếp xúc ở cuối đoạn	$B, \text{ mm}$	$B = \sqrt{\frac{2R_x r_x}{R_x + r_x} \Delta r_x};$ $B_1 = \sqrt{\frac{2 \cdot 163,75 \cdot 35,25 \cdot 0,435}{163,75 + 35,25}} = 5,02;$ $B_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot 165 \cdot 34 \cdot 2,32}{199}} = 11,4;$ $B_3 = \sqrt{\frac{2 \cdot 162 \cdot 37 \cdot 1,71}{199}} = 10,15;$ $B_4 = \sqrt{\frac{2 \cdot 165,55 \cdot 34,45 \cdot 0,512}{199}} = 5,636;$

1	2	3
Chiều dài thực của mặt tiếp xúc trên các đoạn	$l, \text{ mm}$	$l_1 = \frac{L_1}{\cos \alpha_1} = \frac{90}{\cos 3^\circ} = 90;$ $l_2 = \frac{L_2}{\cos \alpha_2} = \frac{24}{\cos 3^\circ} = 24;$ $l_3 = \frac{L_3}{\cos \alpha_2} = \frac{56}{\cos 3^\circ} = 55;$ $l_4 = \frac{L_4}{\cos \alpha_2} = \frac{55}{\cos 3^\circ} = 30$
Diện tích mặt tiếp xúc trên các đoạn	$F, \text{ mm}^2$	$F_1 = \frac{B_1 l_1}{2} = \frac{5,02}{2} 90 = 225;$ $F_2 = \frac{B_1 + B_2}{2} l_2 = \frac{5,02 + 11,4}{2} 24 = 197;$ $F_3 = \frac{B_2 + B_3}{2} l_3 = \frac{11,4 + 10,15}{2} 55 = 600;$ $F_4 = \frac{B_3 + B_4}{2} l_4 = \frac{10,15 + 5,636}{2} 30 = 240$
Diện tích tính toán bề mặt tiếp xúc	$F_\Sigma, \text{ mm}^2$	$F_\Sigma = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 =$ $= 225 + 197 + 600 + 240 = 1263$
Diện tích thực bề mặt tiếp xúc	$F, \text{ mm}^2$	$F = k F_\Sigma = 2,5 \cdot 1263 = 3158$
Chiều rộng trung bình mặt tiếp xúc	$b_{cp}, \text{ mm}$	$b_{cp} = \frac{F}{l_1 + l_2 + l_3 + l_4} = \frac{3158}{199} = 15,5$

1	2	3
Đường kính • trung bình của phôi	$2r_{cp}, \text{ mm}$	$2r_{cp} = \frac{d_3 + d_{II} + d_I}{3} = \frac{80 + 68 + 79}{3} = 75,7$
Thông số vùng biến dạng	$\frac{2r_{cp}}{b_{cp}}$	$\frac{2r_{cp}}{b_{cp}} = \frac{75,7}{15,5} = 4,9$
Ứng suất tiếp xúc trung bình	$p, \text{ kgf/mm}^2$	$p = \left(1,25 \ln \frac{2r}{b} + 1,25 \frac{b}{2r} - 0,25 \right) \sigma_{\Phi} =$ $= (1,25 \cdot 1,49 + 1,25 \cdot 0,2 - 0,25) = 15$
Lực cán	$F, \text{ t}$	$P = pF = 15 \cdot 3,158 = 47$
Lực dọc trục trên trục gá	$U_{on}, \text{ t}$	$U_{on} = 0,5P = 23,5$
Góc giữa vectơ lực cán và đường tâm trục cán	$\varphi, \text{ độ}$	$\operatorname{tg} \varphi = \frac{b_{cp}}{2r_{cp}} = \frac{15,5}{75,7} = 0,204;$ $\varphi = 11^{\circ}36'$
Lực dọc trục trên một trục cán	$U_B, \text{ t}$	$U_B = (U_{on}/3)\cos\beta + P(\cos\varphi \sin\beta -$ $- \sin\varphi \sin\beta) = 7,85 +$ $+ 47(\cos 11^{\circ}36' \cdot 0$ $- \sin 11^{\circ}36' \cdot \sin 10^{\circ}) = 2,65$
Mômen cán trên một trục cán	$M, \text{ t}$	$M = P(R \sin\varphi \cos\alpha +$ $+ (b_{cp}/3)\cos\varphi \cos\beta) + (U_{on}/3)R \sin\alpha =$ $= 47(0,165 \cdot 0,2 \cdot \cos 10^{\circ} +$ $+ (0,0155/3)0,98 \cdot 1) +$ $+ 7,85 \cdot 0,165 \cdot \sin 10^{\circ} = 1,99$

Chương VII

SỰ CÂN BẰNG NHIỆT CÁC QUÁ TRÌNH CÁN

1. ĐẶC ĐIỂM CÁC CHẾ ĐỘ NHIỆT KHI CÁN NÓNG VÀ CÁN NGUỘI

Chế độ nhiệt là một trong những yếu tố quyết định công nghệ cán. Nó liên quan trực tiếp đến các chế độ ép, tốc độ, sức căng, rất nhiều yếu tố và điều kiện phụ thuộc vào nó, trong đó có các thông số lực, năng lượng của các máy cán, các lực tác động lên các trục và lên các chi tiết khác của các giá cán, các cơ tính, độ chính xác các kích thước sản phẩm cán định hình, chất lượng và hình dạng thành phẩm cán, sự tạo hình và độ bền các trục cán, độ ổn định toàn bộ quá trình công nghệ.

Chế độ nhiệt được tính toán có xét đến sự cân bằng nhiệt, còn bản thân sự cân bằng nhiệt thì lại phụ thuộc vào các quá trình trao đổi nhiệt đối lưu, tiếp xúc, bức xạ của dải cán và các máy cán với chất lỏng làm nguội, với môi trường xung quanh và với các chi tiết của máy cán. Các quá trình này diễn ra khi cán nóng và cán nguội với những khác biệt thực sự đòi hỏi cách tiếp cận khác nhau về nguyên tắc đối với các phương pháp tính toán các thông số chính của chế độ nhiệt: nhiệt độ dải cán theo số lần cán, nhiệt độ và biên dạng nhiệt của các trục làm việc và các trục tì, lượng tiêu hao chất lỏng cần phải có để làm nguội các trục.

Khi cán nóng, thông số quyết định của chế độ nhiệt là nhiệt độ dải cán, mà đã được nung nóng trước đến $1100 - 1250^{\circ}\text{C}$ và nguội đi trong quá trình biến dạng xuống còn $800 - 1100^{\circ}\text{C}$. Sự thất thoát nhiệt bởi dải cán diễn ra bằng cách trao đổi nhiệt với các trục cán, bằng cách bức xạ vào môi trường xung quanh bởi các con lăn và bởi các chi tiết tiếp xúc khác của máy cán và cuối cùng bằng cách đối lưu nước và không khí xung quanh. Đồng thời với việc làm nguội dải trong thời gian cán cũng diễn ra sự gia tăng nào đó nhiệt độ của dải do phát sinh nhiệt được tạo bởi công tiêu hao cho sự biến dạng và cho ma sát giữa kim loại và các trục cán. Nhiệt độ các trục cán (trong khoảng $60 - 120^{\circ}\text{C}$) khi cán nóng thấp hơn nhiệt độ dải cán và được quyết định bởi nó như là một thông số ban đầu độc lập. Sự biến đổi nhiệt độ các trục cán, mà do các yếu tố khác gây ra (ví dụ bởi sự thay đổi lưu lượng và nhiệt độ nước nạp tới các trục cán) ít ảnh hưởng đến nhiệt độ kim loại cán.

Sau một khoảng thời gian nào đó kể từ khi máy cán bắt đầu làm việc, được ấn định chủ yếu bởi đường kính thân trục, nhiệt độ trung bình của các trục cán, của các bộ phận dẫn điện và của các chi tiết khác tiếp xúc với dải cán nóng được điều chỉnh gần như không đổi và biến đổi chỉ khi thay chủng loại sản phẩm, nhịp độ hoặc chế độ cán.

Khi cán nguội (cán bóng) thông số quyết định của chế độ nhiệt là sự tỏa nhiệt do biến dạng và ma sát trong vùng tiếp xúc kim loại và các trục. Khi đó đi vào máy cán là dải có nhiệt độ gần bằng nhiệt độ môi trường xung quanh ($20 - 40^{\circ}\text{C}$); tùy theo mức ép lún, nhiệt độ dải cán cũng tăng lên khi ra khỏi máy cán và đạt tới $150 - 300^{\circ}\text{C}$. Nhiệt độ các trục khi cán nguội cũng giống

như nhiệt độ dải cán (40 - 120°C) và phụ thuộc vào sự phân bố lượng nhiệt tỏa ra giữa dải và các trục cán và vào cường độ trao đổi nhiệt của chúng với chất lỏng làm nguội và với môi trường xung quanh.

Như vậy, khác với sự cán nóng, nhiệt độ dải trong tính toán chế độ nhiệt cán nguội không phải là thông số độc lập ban đầu và phải được xác định cùng một lúc với nhiệt độ các trục cán.

Các điều kiện làm nóng và làm nguội các trục cả khi cán nóng lẫn khi cán nguội đều không giống nhau theo chiều dài thân trục và sự tăng đường kính thân trục cũng không giống nhau. Phần thân trục sát với cổ bị nóng ít hơn so với phần giữa là phần tiếp xúc với dải cán. Do nóng lên không đều, các trục cán có độ lỗi nhiệt thay đổi theo thời gian. Cần phải xét đến độ lỗi nhiệt khi chỉnh máy cán, khi tạo hình biên dạng các trục và soạn thảo các thuật toán điều khiển tự động các thông số của quá trình công nghệ.

Một thông số quan trọng của chế độ nhiệt các máy cán là lưu lượng chất lỏng làm nguội trong hệ thống làm nguội tuần hoàn các trục cán. Thông số này được xác định theo sự cân bằng nhiệt, bằng cách tính lượng nhiệt cần phải đưa ra khỏi các trục để chúng làm việc ổn định không bị quá nhiệt và với các biến đổi tối thiểu nhiệt độ.

2. TÍNH TOÁN NHIỆT VỚI CÁC MÁY CÁN NÓNG

Các cơ sở tính toán

Vì có xét đến những khác biệt cơ bản của các quá trình nhiệt diễn ra trên các máy cán nóng và cán nguội

nên việc tính toán nhiệt các máy này được tiến hành theo các cách khác nhau.

Việc tính toán nhiệt các máy cán nóng là phổ biến nhất, bao gồm các bước sau đây.

Thoạt đầu trên cơ sở các đề nghị thực tế người ta định ra nhiệt độ nung nóng kim loại để cán, nhiệt độ này là thông số ban đầu quan trọng nhất của chế độ nhiệt áp dụng cho máy.

Sau đó xác định tuần tự, từ lần cán này tới lần cán khác, những thay đổi nhiệt độ bởi sự tiếp xúc với các trục và khung các giá cán, bởi sự tỏa nhiệt vì biến dạng dẻo, bởi sự làm nguội giữa các giá cán, làm nguội các băng lăn v.v... Khi thực hiện các tính toán này, nhiệt độ các trục được coi như đã biết trước, chấp nhận trị số gần đúng trung bình của nó. Những thay đổi nhiệt độ dần do từng yếu tố gây ra; thường được tính toán độc lập với nhau, mặc dù nghiêm túc mà nói, chúng phải được xác định bằng cách giải phối hợp các phương trình cân bằng nhiệt. Để tính toán những thay đổi nói trên, người ta sử dụng một phần công thức thực nghiệm, một phần công thức dựa trên thuyết truyền nhiệt, mà được kiểm nghiệm theo số liệu thực tế. A.L. Oxtapenko đã phân tích tỉ mỉ độ chính xác phần lớn các công thức đã biết và tính hợp lý sử dụng từng công thức để tính toán nhiệt các kiểu máy cán cụ thể.

Giai đoạn hoàn tất tính toán nhiệt các máy cán nóng là tính toán nhiệt các trục cán, bao gồm việc xác định nhiệt độ các trục và lưu lượng chất lỏng cần phải có để làm nguội các trục.

Ngoài các vấn đề đề kể trên, việc tính toán nhiệt

còn cho phép xác định các ứng suất nhiệt trong các trục, mà ảnh hưởng đến độ bền các trục, cũng như cho phép xác định biên dạng nhiệt của các trục, sự hiểu biết này là cần thiết khi thiết kế các lỗ khuôn cán cho các trục. Tuy nhiên các tính toán đó chưa được xem xét trong chương này.

Nhiệt độ nung nóng, nhiệt độ cán và nhiệt độ quán kim loại

Cần phải nung nóng kim loại trước khi cán để chuẩn bị cấu trúc kim loại đúc hay cấu trúc kim loại đã biến dạng cho việc gia công dẻo với tiêu hao năng lượng ít nhất, cũng như để tạo ra thành phẩm định hình không khuyết tật. Bản chất của việc chuẩn bị nhiệt là chuyển cấu trúc kim loại sang trạng thái một pha và hòa tan cacbit. Phải nung nóng kim loại tới nhiệt độ tối đa, nhưng thấp hơn $100 - 150^{\circ}\text{C}$ so với nhiệt độ đốt cháy (bảng VII.1).

Nhiệt độ nung nóng phôi súc, phôi tấm và các loại phôi thường được quy định thấp hơn $50 - 100^{\circ}\text{C}$ so với nhiệt độ nung nóng các thỏi đúc, nhờ vậy giảm được sự tạo vảy và sự khử cacbon.

Việc cán trên các máy cán thô và cán tấm dày, cũng như trong các nhóm máy cán thô dài rộng và định hình, đối với phần lớn các loại thép cacbon bắt đầu ở $1200 - 1150^{\circ}\text{C}$ và kết thúc ở $1100 - 900^{\circ}\text{C}$, nghĩa là mức chênh nhiệt độ là $300 - 100^{\circ}\text{C}$. Tuy nhiên vẫn có thể có những sai lệch cả về chiều này lẫn về chiều kia. Ví dụ, khi cán một vài loại thép hợp kim, khoảng nhiệt độ hạ thấp xuống đó là do một loạt các yếu tố gây nên, những yếu tố này liên quan tới các tính chất của các nguyên tố hợp

kim loại riêng biệt và liên quan tới sự ảnh hưởng của các nguyên tố này đối với sức bền biến dạng ở những nhiệt độ nhất định. Trong những trường hợp như vậy việc cán đành phải ngừng lại ở nhiệt độ kim loại gần 1000°C và lại nung nóng kim loại thêm lần nữa, vì nếu để nhiệt độ tiếp tục giảm thì các ứng suất trong kim loại sẽ trở nên khá lớn, kim loại có thể bị phá hủy.

BẢNG VII.1

NHIỆT ĐỘ NUNG NÓNG TỐI ĐA VÀ NHIỆT ĐỘ ĐỐT CHÁY KIM LOẠI

Thép	Nhiệt độ °C	
	Nung nóng	Đốt cháy
Cacbon:		
1,5%C...	1050	1140
1,1%C...	1080	1180
0,9%C...	1120	1220
0,7%C...	1180	1280
0,5%C...	1250	1350
0,2%C...	1320	1470
0,1%C...	1350	1490
Cromniken	1250	1370
Thép gió	1280	1380
Austenit cromniken	1300	1420

Việc cán trong các nhóm máy cán trung gian và trong các nhóm máy cán tinh dài rộng và cán định hình được tiến hành trong khoảng nhiệt độ 1050 - 700°C. Khi đó quá trình cán và làm nguội được tiến hành sao

cho nhiệt độ kim loại giảm xuống từ từ cho đến trị số, mà với nó có thể tạo được cấu trúc cần thiết của kim loại. Việc chọn trị số này chủ yếu phụ thuộc vào độ dày dàn (dát).

Một thông số rất quan trọng là nhiệt độ quán, nhiệt độ này nên lấy trong khoảng $590 - 690^{\circ}\text{C}$. Để bảo đảm nhiệt độ cần thiết, phải làm nguội nhanh các dải cán trên các băng lăn dẫn ra với sự hỗ trợ của các thiết bị chuyên dụng.

Hướng quan trọng để nâng cao các đặc tính cơ học của sản phẩm cán, liên quan tới chế độ nhiệt, là sự cán kiểm tra được, đặc biệt là trên các máy cán tấm dày. Bản chất của sự cán này là gửi các tấm trực tiếp ở các giá cán trong quá trình cán đảo chiều để làm nguội (giảm nhiệt) thêm trước khi thực hiện lần cán kế tiếp.

Trong từng trường hợp, các trị số chính xác của nhiệt độ dàn hồi được quy định bởi các quy trình công nghệ của máy cán có tính đến các đặc điểm làm việc của máy và chỗ lắp đặt các khi cụ kiểm tra chế độ nhiệt.

Tính nhiệt độ vật cán trên các máy cán dải rộng

Tùy theo kiểu máy cán, khi tính các thay đổi nhiệt độ dải trong quá trình cán phải chú ý đến các yếu tố chính sau đây:

a) Mức sụt nhiệt độ dải cán do tiếp xúc với các trục ở từng giá cán hoặc trong từng cán Δt_B ;

b) Mức tăng nhiệt độ dải cán do biến dạng dẻo trong thời gian thực hiện mỗi lần cán có tính đến các quá trình bền hóa và khử bền ΔW ;

c) Mức sụt nhiệt độ ở từng khoảng trống giữa các giá cán, còn đối với các máy cán đảo chiều - trên các băng lăn làm việc và trên các băng lăn đất giữa các lần cán Δt_{MK} ;

d) Mức sụt nhiệt độ do sự tác động của thủy lực dồn tụ Δt_{rc} ;

đ) Mức sụt nhiệt độ trên băng lăn trung gian giữa hai nhóm giá cán, ví dụ giữa nhóm thô và nhóm tinh t_{np} ;

e) Mức sụt nhiệt độ trên đoạn làm nguội nhanh (bắt buộc) sản phẩm cán t_{ox} .

Để tính phần lớn các yếu tố trong số kể trên, đã có các công thức khá tin cậy. Để xác định ảnh hưởng của các yếu tố khác (cụ thể là mức sụt nhiệt độ trên đoạn làm nguội nhanh) thì không có các công thức được mọi người công nhận, cho nên phải sử dụng các số liệu thực tế, hoặc chỉ định các mức sụt nhiệt độ, mà cần phải bảo đảm để có được cấu trúc và tính chất quy định của sản phẩm cán.

Dưới đây trình bày các công thức để tính các mức thay đổi nhiệt độ đã trình bày.

Số liệu ban đầu để tính theo các công thức này là các đại lượng sau đây:

P_{cpi} - áp suất riêng trung bình của kim loại tác động lên các trục trong lần cán i (giá cán i) kgf/mm^2 ; ε_i - độ biến dạng tương đối của kim loại trong lần cán i (giá cán i); h_{i-1} , h_i - độ dày kim loại trong lần cán i : trước khi vào các trục và khi ra khỏi các trục, mm; c_n , ρ_n -

nhiệt dung riêng của kim loại cán trong khoảng nhiệt độ quy định, KJ (kg.độ) và tỉ trọng kim loại cán, kg/m³; η_B - hệ số thoát nhiệt khi biến dạng dẻo (các trị số của nó trong bảng VII.5); R_p, D_p - bán kính và đường kính thân trục làm việc, mm; S_i - độ sớm khi cán trong lần cán i ; V_{npi} - tốc độ cán trung bình trong lần cán i , m/s; h_{ok} - độ dày bán thành phần ở đầu vào nhóm giá cán k , mm; L_{ok} - chiều dài bán thành phần ở trước nhóm giá cán k , m; V_{k-1} - tốc độ dải cán khi ra khỏi nhóm giá cán $(k - 1)$, m/s; l_{pr}, V_{pr} - chiều dài và tốc độ băng lạng trung gian giữa nhóm giá cán $(k - 1)$ và nhóm giá cán k ; m , m/s.

Đại lượng $\rho_n = 7800 - 7900 \text{ kg/m}^3$; các trị số C_n tùy theo nhiệt độ, áp dụng cho các mác thép khác nhau, được trình bày trong bảng VII.2.

BẢNG VII.2

**CÁC TRỊ SỐ ĐIỆN DUNG RIÊNG CỦA CÁC THÉP
Ở CÁC NHIỆT ĐỘ CÁN NÓNG**

Mác thép	Nhiệt dung riêng, KJ/(kg.độ) ở nhiệt độ cán, °C						
	800	900	950	1000	1050	1100	1200
08кп	—	0,656	0,665	0,669	0,669	0,669	
08Ю							
40-45	—	0,619	0,623	0,626	0,631	0,635	0,640
55	0,795	0,810	0,835	0,835	—	—	—

Ghi chú. Để chuyển sang kcal/(kg.độ) phải nhân trị số trong bảng với hệ số 0,24.

Mức sụt nhiệt độ do tiếp xúc với các trục được tính theo công thức của Iu. D.Gielednov:

$$\Delta t_{B_i} = 1,83 \cdot 10^{-2} \frac{\sqrt{R \arccos \left[1 - \frac{h_{i-1} - h_i}{2R} \right]}}{h_{i-1} - h_i} (t_{i_{BX}} - 60) \sqrt{\frac{1 + S_i}{V_{cpi}}} \quad (\text{VII.1})$$

ở đây $t_{i_{BX}}$ - nhiệt độ dải cán ở đầu vào các trục trước lần cán i (giá cán i), °C (arccos - tính bằng radian)

Công thức Venxeli cũng cho độ chính xác khá cao

$$\Delta t_{B_i} = \frac{4,87}{h_{i-1} - h_i} (t_o - t_B) \sqrt{\frac{2l_d h_{i-1}}{10^3 (h_{i-1} + h_i) V_{cpi}}} \quad (\text{VII.2})$$

ở đây t_o - nhiệt độ khi bắt đầu làm nguội, °C, t_B - nhiệt độ các trục, °C, l_d - chiều dài cung tiếp xúc kim loại với các trục, mm.

Mức tăng nhiệt độ do biến dạng dẻo được tính theo công thức

$$\Delta t_{w_i} = 2300 p_{cpi} \frac{\lg \left[\frac{1}{(1 - \epsilon_i)} \right]}{c_n \rho_n} \eta_B \quad (\text{VII.3})$$

[trong công thức (VII.3) yếu tố bền hóa và khử bền được xét đến bằng đại lượng P_{cpi}].

Mức sụt nhiệt độ trong khoảng trống giữa các giá cán được tính theo công thức

$$\Delta t_{MK_i} = k_{ct} \frac{T_i^4}{h_i} \tau_{MK_i} 10^{-12} \quad (\text{VII.4})$$

ở đây T_i - nhiệt độ dải cán lún ra khỏi các trục sau lần cán i , K; τ_{MK_i} - thời gian dải cán đi qua trong khoảng

trống giữa các giá cán, s ; k_G - hệ số, phụ thuộc vào mức thép: đối với thép cacbon $k_{cT} = 19,5$; đối với thép hợp kim $k_{cT} = 17,5$.

Đại lượng T_i ($^{\circ}\text{C}$) được tính theo cách sau đây

$$t_i = T_i - 273 = t_{iBX} + \Delta t_{wi} - \Delta t_{Bi} \quad (\text{VII.5})$$

Còn thời gian

$$\tau_{MK_i} = \frac{l_{MK_i}}{V_{cpi}} \quad (\text{VII.6})$$

ở đây l_{MK_i} - chiều dài khoảng trống giữa các giá cán.

Mức sụt nhiệt độ do tác động thủy lực được tính theo công thức thực nghiệm

$$\Delta t_{rc_i} = 500 / (h_i V_{cpi}) \quad (\text{VII.7})$$

Việc tính mức sụt nhiệt độ trên băng lăn trung gian được thực hiện bằng cách xác định nhiệt độ dải cán ở đầu vào nhóm k (T_{ok} , t_{ok}) theo nhiệt độ đã biết ở đầu ra khỏi nhóm $(k-1)$ (T_{Bk-1}), có sử dụng công thức sau đây:

$$T_{ok} = t_{ok} + 273 = \frac{1000}{\sqrt{\left(\frac{T_{Bk-1}}{100}\right)^3 + 0,055 \frac{\tau_{np}}{h_{ok}}}} \quad (\text{VII.8})$$

ở đây các đại lượng T_{Bk-1} và T_{ok} được tính bằng K, còn t_{ok} - tính bằng $^{\circ}\text{C}$; τ_{np} - thời gian vật cán nằm ở băng lăn trung gian, được tính theo công thức

$$\tau_{np} = \frac{L_{ok}}{V_{k-1}} + \frac{l_{pr} - L_{ok}}{V_{pr}} \quad (\text{VII.9})$$

Tính toán nhiệt độ vật cán trên các máy cán thô, cán tấm dày, cán phôi và cán định hình.

Việc tính toán được thực hiện tuần tự, sau khi định ra nhiệt độ khởi đầu sự cán; dùng các công thức (VII.1) - (VII.8) để tính mức tăng và mức sụt nhiệt độ tương ứng cho từng lần cán.

Ví dụ, nhiệt độ ở đầu vào các trục cho lần cán $(i + 1)$

$$t_{(i+1)BX} = t_{iBX} + \Delta W_i - \Delta t_{B_i} - \Delta t_{MK_i} - \Delta t_{TC} \quad (VII.10)$$

trong đó t_{iBX} - nhiệt độ ở đầu vào các trục, trước lần cán i .

Nhiệt độ khởi đầu cán trên máy cán thô, tùy theo kiểu máy, có thể được chấp nhận tương ứng với số liệu trình bày dưới đây

Thép	$t^{\circ}C$
Thép cacbon ($\leq 0,7\%C$)	1150–1170
Thép cacbon ($0,7+1,0C$)	1130–1150
Thép hợp kim	1150–1170
Các mác thép đặc biệt	1160–1200

Để tính toán đơn giản chế độ nhiệt trên máy cán thô có thể sử dụng số liệu về nhiệt độ kết thúc cán (được đo trước khi thực hiện lần cán cuối cùng), nhiệt độ này thường không dưới $1000^{\circ}C$.

Trong trường hợp này để xác định nhiệt độ đàn (dát) theo các lần cán, có thể phân bố mức sụt nhiệt độ toàn phần theo các lần cán tỉ lệ với thời gian cán.

$$\Delta t_i = \Delta t(\tau_i/\tau) \quad (VII.11)$$

ở đây Δt_i - mức sụt nhiệt độ từ khởi đầu cán đến khi kết

thúc lần cân i , $^{\circ}\text{C}$; τ_i - thời gian từ khi bắt đầu cân đến khi kết thúc lần cân i , s; τ - tổng thời gian cân một thỏi dúc, s.

Nhiệt độ vật cân trên các giá cân phơi 900 đặt sau vài máy cân thô là

Thép	t , $^{\circ}\text{C}$
Thép cacbon ($\leq 0,7\%\text{C}$)...	1067–1100
Thép cacbon ($0,7\div 1,0\text{C}$)...	1040–1070
Thép hợp kim...	1050–1070

Để tính toán một cách đơn giản nhiệt độ trên các máy cân dây liên tục cỡ nhỏ, có thể sử dụng phương pháp tương tự phương pháp áp dụng cho các máy cân thô đã trình bày ở trên. Phương pháp này dựa trên cơ sở là theo số liệu thí nghiệm thì nhiệt độ trong giá cân thứ nhất thường là $1170 - 1210^{\circ}\text{C}$, sau đó diễn ra sự giảm tuyến tính nhiệt độ trong các giá cân N^o2-5 (đến N^o6) xuống còn $1080 - 1120^{\circ}\text{C}$; nhiệt độ này được giữ hầu như không đổi trong các giá cân N^o6-15, còn trong các giá cân tinh, bắt đầu từ giá cân N^o16, diễn ra sự gia tăng nhiệt độ gần như tuyến tính (lên $20 - 50^{\circ}\text{C}$). Sử dụng các số liệu này để tính toán, đồng thời áp dụng các tỉ số, tương tự công thức (VII.11), cho từng nhóm giá cân.

Phương pháp tính chính xác nhiệt độ vật cân trên các máy cân định hình được trình bày trong các công trình nghiên cứu của Ialôvôi, Tunkin v.v... Tuy nhiên, thông thường khi tính các chế độ cân và thiết kế các lỗ khuôn cán người ta sử dụng các số liệu thực tế về chế độ nhiệt của các máy cán hiện hành. Việc sử dụng các

công thức (VII.1) - (VII.8) đã cho các trị số nhđ tính toán khá chính xác theo các lần cân trên các máy cân tấm dày. Tuy nhiên, để tính mức sụt nhiệt độ giữa các lần cân trên giá cân đảo chiều của máy cân tấm dày, thay vì sử dụng công thức (VII.4), nên sử dụng biểu thức sau đây:

$$\Delta t_{MK} = T_0 - \frac{1000}{\sqrt[3]{\frac{1000}{(T_0/100)^3} + 0,055 \frac{\tau}{h}}}$$

trong đó T_0 - nhiệt độ khởi đầu làm nguội, K; τ - thời gian giữa các lần cân, s; h - độ dày dải cân; mm.

BẢNG VII.3

CHẾ ĐỘ NHIỆT ĐỘ CÁN TRÊN MÁY CÁN 2300

Mác thép	Độ dày tấm cân, mm	Nhiệt độ, °C	
		Trước giá cân mở rộng	Kết thúc cân trong giá cân tĩnh
1	2	3	4
Ст0кп-Ст4кп;	6-8	1100-1200	≤ 840
10кп-25кп; 55С2-60С2	10-20	1100-1200	840-880
Ст0кп-Ст4кп	6-20	1100-1200	≤ 850
30Г; 40Г; 45Г2;	6-8	1100-1200	≤ 920
38Х(А)			
08Х13-12Х13	6-20	1100-1200	920-950
20Х13-40Х13,	6-20	1100-1200	850-920
20Х17Н2			

1	2	3	4
12X19H9, 17X18H9 12X18H10T	6-20	1100-1200	≤ 900
10X17H12M2T 10X17H13M3T, 07X16H6, 20X23H18, 06XH28M/TT	6-20	1130-1150	≤ 800
35XГCA, 20XH3A	6-20	1100-1180	≤ 900
Cr3, 12X18H10T	4-10	1130-1180	≤ 900
Cr3, 06XH28/TT	4-10	1100-1150	≥ 700
Cr3, 08X17Г, 15X25T	2-3,5	1100-1200	≥ 1050
Bán thành phẩm cho dây chuyển 1700	4-8	1100-1200	≥ 1000

Ngoài ra có thể tính khá chính xác chế độ nhiệt cán theo phương pháp của Ialôvôi, nhưng phải thực hiện nhiều phép tính.

Trong bảng VII.3 trình bày các số liệu thực tế về chế độ nhiệt cán các tấm dày trên máy cán 2300 của nhà máy luyện kim Treliaxinxk.

Ví dụ tính nhiệt độ vật cán trên các máy cán dài rộng

Ở giai đoạn thiết kế máy cán dài rộng và soạn thảo quy trình công nghệ cho máy, nên tính nhiệt độ cán theo các công thức (VII.1) - (VII.10).

Ta xác định nhiệt độ dải cán t_{2BX} ở đầu vào giá cán tinh thứ hai của máy cán dài rộng 1700, nếu nhiệt độ ở đầu vào giá cán thứ nhất $t_{1BX} = 1050^{\circ}\text{C}$, còn các số liệu ban đầu còn lại: $h_0 = 23\text{mm}$; $h_1 = 12,3\text{mm}$; $c_n = 0,67 \text{ kJ/}$

(kg.độ) [0,16 kcal/(kg.độ)]; $\eta_B = 0,9$; $D = 2R = 640\text{mm}$,
 $S = 0,07$; $V_{cp1} = 1,43\text{m/s}$; $\tau_{MK1} = 4,1\text{S}$; $p_{cp} = 1860\text{ kg/cm}^2$; $k_{cT} = 19,5$.

1. Xác định độ ép lún tương đối trong giá cán thứ nhất

$$\varepsilon_1 = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = \frac{23 - 12,3}{23} = 0,465$$

2. Theo công thức (VII.3) ta tính lượng tăng nhiệt độ, °C, do công biến dạng trong giá cán thứ nhất tạo ra:

$$\Delta t_{w1} = \frac{2300 \cdot 186 \lg(1/(1 - 0,465))0,9}{0,67 \cdot 7850} = 19,9$$

3. Theo công thức (VII.1) tính mức sụt nhiệt độ, °C, do công biến dạng trong giá cán thứ nhất

$$\Delta t_{B1} = 1,83 \cdot 10^{-2} \frac{\sqrt{320 \arccos \left[1 - \frac{23 - 12,3}{640} \right]}}{23 + 12,3} (1050 - 60) \sqrt{\frac{1 + 0,007}{1,43}} = 25,5$$

4. Theo công thức (VII.5) ta xác định nhiệt độ, °C, của dải cán ở đầu ra từ các trục của giá cán thứ nhất :

$$t_1 = T_1 - 273 = 1050 + 19,9 - 25,5 = 1044,4$$

5. Theo công thức (VII.4) ta tính mức sụt nhiệt độ, °C trong khoảng trống giữa giá cán thứ nhất và giá cán thứ hai:

$$\Delta t_{MK2} = 19,5 \frac{(1044,4 + 273)^4}{12,3 \cdot 10^{12}} 4,1 = 19,7$$

6. Theo công thức (VII.7) tính mức sụt nhiệt độ, °C, do tổn tụ thủy lực:

$$\Delta t_{rc} = \frac{500}{12,3 \cdot 1,43} = 28,4$$

7. Theo công thức (VII.10) tính nhiệt độ, °C, của dải cán ở đầu vào giá cán thứ hai:

$$t = 1050 + 19,9 - 25,5 - 19,7 - 28,4 = 996$$

BẢNG VII.4

**CHẾ ĐỘ NHIỆT CÁN VÀ QUẤN CÁC DẢI TRÊN
MÁY CÁN 2000**

Độ dày, mm		Nhiệt độ, °C			
của dải cán	của bán thành phẩm cho nhóm giá cán liên tục	sau nhóm giá cán thô	trước nhóm giá cán liên tục	sau nhóm giá cán liên tục	quấn
1	2	3	4	5	6

Thép Ст2кп, Ст3кп

1,2	30-32	1060-1100	1060-1030	730-750	590-630
1,5	30-32	1060-1100	1060-1030	750-800	590-630
1,8	33-35	1060-1100	1060-1030	800-830	590-630
2,0	33-35	1060-1100	1060-1030	810-840	590-630
2,5	36-38	1060-1100	1060-1030	820-860	590-630
3,0	36-38	1060-1100	1060-1030	830-880	590-630
3,5	39-40	1060-1100	1060-1030	840-890	650
3,9	39-40	1060-1100	1060-1030	850-900	650
4-8	39-40	1060-1100	1060-1030	850-900	650
9-12	39-40	1060-1100	1060-1030	900-950	650

1	2	3	4	5	6
---	---	---	---	---	---

Thép 17ГC

7; 5; 8	39-55	1060-1120	980-1030	800-840	640-670
---------	-------	-----------	----------	---------	---------

Сталь 09Г2

5; 6	39-44	1060-1120	980-1030	930	≥ 730
------	-------	-----------	----------	-----	-------

Thép CT2CH, CT3CH, 10, 15, 20

1,8-2	25-36	≤ 1100	1000	800-840	610-650
2,5	28-37	≤ 1060	≤ 1000	840-880	620-660
3	28-36	≤ 1060	≤ 1000	850-890	620-680
3,5	35-40	≤ 1060	≤ 1000	860-900	620-660
4-5	35-40	≤ 1060	≤ 1000	870-910	660-690
6-12	35-40	≤ 1060	≤ 1000	860-890	660-690

Thép 17ГCΦ

8; 9	39-44	1040-1100	980-1030	760- 800	≥ 640
10; 11	39-44	1040-1100	980-1030	740-780	≥ 620

Thép 08KH

2,5;3	28-36	1040-1100	980-1020	850-900	620
2,5-4,5	35	40	1020-1060	980-1000	

Trong những trường hợp đòi hỏi xác định chỉ riêng nhiệt độ kết thúc cán trong nhóm giá cán liên tục (cán tĩnh) của máy cán dải rộng, nên sử dụng các quan hệ thống kê:

a) Đối với các máy có nhóm sáu giá cán liên tục

$$t_{kn} = 311 + 0,649t_H - 187 \frac{10^3}{h_k V_k} + 1,78H \quad (VII.13)$$

b) Đối với các máy có nhóm bảy giá cán liên tục

$$t_{kn} = 640 + 0,346t_H - 265 \frac{10^3}{h_k V_k} + 1,44H \quad (\text{VII.14})$$

ở đây t_{kn} - nhiệt độ kết thúc còn, °C; t_H - nhiệt độ đàn (dát) trước nhóm giá cán liên tục (theo các chỉ số của hỏa kế hoặc theo tính toán chế độ nhóm giá cán thô); °C; $h_k V_k$ - độ dày và tốc độ dải cán ở đầu ra từ nhóm giá cán liên tục; mm, m/s; H - độ dày dải trước nhóm giá cán liên tục, mm.

Các tư liệu thực tế về chế độ nhiệt của các dải khi cán và quấn trên máy cán dải rộng 2000 được trình bày trong bảng VII.4.

Tính toán nhiệt các trục các máy cán nóng tấm

Chế độ nhiệt các trục khi cán nóng được ấn định bởi đặc điểm làm nguội chúng. Trong trường hợp tổng quát, người ta sử dụng ba dạng làm nguội, bên ngoài, bên trong và liên hợp.

Trong trường hợp thứ nhất, nước được phun lên mặt ngoài các trục làm việc và các trục tì, trong đó, như các khảo sát lý thuyết và thực nghiệm đã cho biết, 20% lượng nước được phun lên từ các trục tì. Phần nước còn lại sẽ làm nguội các trục làm việc. Các trục làm việc được làm nguội từ hai phía theo tỷ lệ 1:3, trong đó phần nước ít hơn được phun lên bề mặt từ phía kim loại đi vào giá cán.

Khi làm nguội bên trong, nước được nạp tới bề mặt lỗ dọc trục. Như sẽ trình bày dưới đây, hiệu quả của

việc làm nguội bên trong chủ yếu phụ thuộc vào đường kính lỗ trong, vào tốc độ chuyển động chất lỏng và độ dày mặt cắt đường dẫn nước. Để điều khiển các đại lượng này, tất nhiên là để điều khiển cả hiệu quả làm nguội, tốt nhất nên thiết kế chuyển động nước theo khe vòng khi nghiền cứu các kết cấu các trục có làm nguội trong. Chỉ với giải pháp kết cấu như vậy, các thông số sau đây mới liên quan đến nhau: lưu lượng chất lỏng làm nguội, tốc độ chảy nước và độ làm đầy lỗ, mức chênh nhiệt độ của nước nạp vào và nước nóng, bán kính lỗ trong.

Và cuối cùng, sự làm nguội liên hợp là giải pháp nhân nhượng (thỏa hiệp) khi chọn phương pháp làm nguội.

Trong từng trường hợp cụ thể khi thiết kế hệ thống làm nguội các trục nên đánh giá các yếu tố công nghệ, kinh tế và các yếu tố khác, quyết định tính hợp lý trong việc chọn phương pháp làm nguội này hay phương pháp làm nguội khác.

Hiện nay làm nguội ngoài là phương pháp phổ biến, mặc dù về mặt lý thuyết, làm nguội liên hợp là trường hợp tổng quát, còn làm nguội ngoài và làm nguội trong là các trường hợp riêng.

Dưới đây trình bày các phương trình, mà theo đó có thể tính được các thông số cơ bản của trạng thái nhiệt và trục, giá cần và máy cán.

Sự làm nguội liên hợp

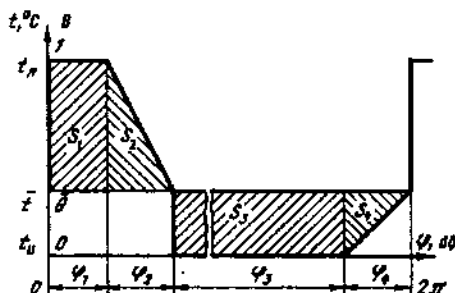
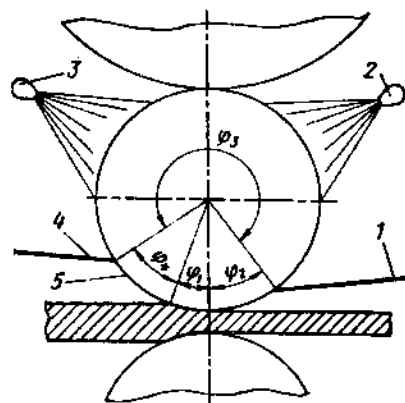
1. Lưu lượng chất lỏng làm nguội nạp tới mặt ngoài các trục làm việc và các trục tì.

$$V_k = \frac{2\lambda_B b_L \sqrt{Pd}(t_k - t)(\varphi_1 + \varphi_2/2)}{c_u \gamma_u \Delta t_u} \quad (\text{VII.15})$$

ở đây các thông số thuộc về trục làm việc: λ_B - hệ số dẫn nhiệt của vật liệu; $Pd = w_0 R_0^2 / a_B$ - chỉ số Predvoditelev - phức hợp không thứ nguyên, bao gồm: w_0 - tốc độ góc; R_0 - bán kính ngoài và a_B - hệ số dẫn nhiệt vật liệu trục; t_K - nhiệt độ mặt trục trong vùng tiếp xúc với kim loại cán;

Hình VII.1 Các điều kiện giới hạn để tính nhiệt cho trục cán nóng:

1. tấm dẫn - cắt mức xả;
2. và 3. - các ống của hệ thống làm nguội; 4. tấm dẫn - cắt nước vào; 5. trục làm việc.



Hình VII.2 Sự khai triển các điều kiện giới hạn đã được sơ đồ hóa

$\bar{t}$ - nhiệt độ tích phân trung bình của bề mặt; φ_1 - góc tiếp xúc trục với kim loại cán (góc cặp) - hình VII.1 và VII.2; φ_2 - góc bố trí tấm dẫn ở phía kim loại ra khỏi giá cán, tính từ đường trục đứng.

Các thông số chất lỏng làm nguội: $\Delta t_u = t_u'' - t_u'$ - mức sụt nhiệt độ giữa chất lỏng đã nóng lên và chất lỏng nạp vào; c_u, γ_u - nhiệt dung riêng và tỉ trọng chất lỏng làm nguội với $t_u = (t_u'' - t_u')0,5$; b_L - Chiều rộng tấm cán.

2. Lưu lượng bổ sung chất lỏng làm nguội ở lỗ trong, được nạp tới một trục làm việc

$$V_{R_1} = \frac{\lambda_B b_L (\bar{t} - t_1) 2\pi}{\ln(R_0/R_1) c_{u1} \gamma_{u1} \Delta t_{u1}} \quad (\text{VII.16})$$

ở đây R_1 - bán kính lỗ trong; t_1 - nhiệt độ thành trục ở lỗ trong (với R_1); $\Delta t_{u1} = t_u'' - t_u'$ - mức sụt nhiệt độ giữa chất lỏng đã nóng lên và chất lỏng nạp vào đường dẫn bên trong; c_{u1}, γ_{u1} - các thông số nhiệt lý của chất lỏng làm nguội với $t_{u1} = 0,5(t_u'' - t_u')$.

3. Trị số tuyệt đối nhiệt độ phân tích trung bình trên mặt ngoài trục làm việc

$$\bar{t} = \bar{\theta}(t_k - t_u) + t_u \quad \text{khi } t_1 \geq t_u \quad (\text{VII.17})$$

$$\bar{t} = \bar{\theta}(t_k - t_1)t_1 \quad \text{khi } t_1 < t_u \quad (\text{VII.18})$$

$\bar{\theta}$ - nhiệt độ tích phân trung bình trên mặt ngoài của trục, được tính theo các công thức.

$$\text{khi } t_1 = t_u \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_u}{t_k - t_u} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}; \quad (\text{VII.19})$$

$$\text{khi } t_1 > t_u \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_u}{t_k - t_u} = \frac{\varphi_1 + \frac{\varphi_2}{2} + \theta_1 \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}}. \quad (\text{VII.20})$$

$$\text{ở đây } \theta_1 = \frac{t_1 - t_u}{t_k - t_u};$$

$$t_1 < t_u \quad \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - t_1}{t_k - t_1} = \frac{\varphi_1 + \frac{\varphi_2}{2} \theta_{\text{ж}}(\varphi_3 + \varphi_4/2)}{2\pi - \frac{\varphi_2 - \varphi_4}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_o/R_1)}} \quad (\text{VII.21})$$

$$\text{ở đây } \theta = \frac{t_u - t_1}{t_k - t_1}$$

Trong các công thức (VII.19), (VII.20) và (VII.21) góc φ_4 - góc bố trí tấm dẫn ở phía kim loại đi vào góc giá cán, tính từ điểm tiếp xúc (điểm gặp nhau) trục với kim loại cán, còn φ_3 - góc mặt ngoài được làm nguội của trục. Trong trường hợp tổng quát $\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 + \varphi_4 = 2\pi$ (xem hình VII.12)

4. Nhiệt độ mặt trục ở lỗ trong

$$t_1 = \frac{\bar{t}_M + t_{u1}}{1 + M}; \quad (\text{VII.22})$$

$$\text{ở đây } M = \left(R_1 \frac{b_c}{b_L} \frac{\alpha}{\lambda_B} \ln \frac{R_o}{R_1} \right)^{-1} \quad (\text{VII.23})$$

b_c - chiều dài phần được làm nguội của đường dẫn bên trong; α - hệ số tỏa nhiệt chất lỏng ở lỗ bên trong.

Khi $t_1 \geq t_u$, công thức (VII.22) có xét đến công thức (VII.17) sẽ có dạng

$$t_1 = \frac{[\bar{\theta}(t_k - t_u) + t_u]M + t_{u1}}{1 + M} \quad (\text{VII.24})$$

khi $t_1 < t_u$ có xét đến công thức (VII.18)

$$t_1 = \frac{\bar{\theta} M t_k + t_{u1}}{1 + \bar{\theta} M} \quad (\text{VII.25})$$

5. Hệ số tỏa nhiệt a được xác định theo các công thức đã biết, mà được áp dụng cho sự trao đổi nhiệt đối lưu khi chất lỏng chuyển động trong các ống và trong các mặt cắt hình vòng. Ở đây không đưa ra phương trình này nhưng nó là một thành phẩm của hệ phương trình mô tả trạng thái nhiệt của trục khi làm nguội liên hợp.

6. Nhiệt độ mặt trục trong vùng tiếp xúc với kim loại cán.

$$t_k = \frac{t_L K + \bar{t} D}{K + D} \quad (\text{VII.26})$$

(Phương trình được tìm ra mà không tính đến ảnh hưởng sức bền nhiệt của vảy sắt)

$$\text{ở đây } D = \lambda_B \sqrt{P d} \varphi_1, K = \lambda_L \sqrt{P_e} \frac{2}{\pi}$$

λ_B và λ_L , các tổ hợp xác định hiện tượng nhiệt trong trục và trong tấm cán; $P_e = V l / a_L$ analog chỉ số Pecle (tổ hợp không thứ nguyên) bao gồm V - tốc độ cán, l - chiều dài cung cặp và a_L - hệ số dẫn nhiệt vật liệu tấm; $t_L = 0,5(t_{L1} + t_{L2})$ nhiệt độ trung bình của tấm trong giá cán.

Biểu thức (VII.26) khi $t_1 \geq t_u$ tu có xét đến (VII.17) được thể hiện dưới dạng

$$t_k = \frac{t_L K + (1 - \bar{\theta}) t_u D}{K + (1 - \bar{\theta}) D} \quad (\text{VII.27})$$

Còn khi $t_1 < t_u$ có xét đến (VII.18) và (VII.25)

$$t_k = \frac{t_L K + t_{u1} \frac{(1 - \bar{\theta})}{(1 + \bar{\theta} M)} D}{K + \frac{1 - \bar{\theta}}{1 + \bar{\theta} M} D} \quad (\text{VII.28})$$

Như vậy, việc tính toán nhiệt các trục có xét đến phương trình chuẩn để xác định hệ số tỏa nhiệt α chung quy là nhằm giải hệ phương trình gồm sáu phương trình đã trình bày ở trên.

Làm nguội chỉ bên trong

Trong trường hợp này hệ gồm năm phương trình, trong đó cũng có phương trình chuẩn để xác định α .

1. Lực lượng chất lỏng làm nguội cho giá cần được tính theo công thức

$$V_k = \frac{2\lambda_B b_L \sqrt{Pd}(t_k - \bar{t})(\varphi_2/2 + \pi)}{c_{u1} \gamma_{u1} \Delta t_{u1}} \quad (\text{VII.29})$$

2. Nhiệt độ tích phân trung bình thể hiện bằng các giá trị tuyệt đối được tính theo công thức (VII.18), còn nếu thể hiện bằng các đơn vị tương đối - theo biểu thức

$$\bar{\theta} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{\pi + \frac{\varphi_1}{2} + \frac{2\pi}{\ln(R_0/R_1)}} \quad (\text{VII.30})$$

3. Nhiệt độ t_1 được xác định theo công thức (VII.25)

4. Nhiệt độ tiếp xúc t_k - theo biểu thức (VII.28)

Làm nguội chỉ bên ngoài

Trong trường hợp này hệ phương trình để tính toán gồm ba phương trình

1. Lưu lượng chất lỏng làm nguội cho giá cán được tính theo công thức (VII.15)

2. Trị số tuyệt đối nhiệt độ tích phân trung bình được tính theo công thức (VII.17), còn trị số tương đối - theo biểu thức (VII.19) đã đơn giản hóa, nghĩa là

$$\bar{\theta} = \frac{\varphi_1 + \varphi_2/2}{2\pi - \frac{\varphi_2 + \varphi_4}{2}} \quad (\text{VII.31})$$

3. Nhiệt độ tiếp xúc t_k được xác định theo công thức (VII.26)

Ví dụ tính toán nhiệt giá cán của máy cán tấm bán liên tục

Ta sẽ xem xét ví dụ là việc tính toán lưu lượng chất lỏng làm nguội trên giá cán thứ ba của máy cán 2800/700 của nhà máy luyện kim - Trerepovexki các trục được làm nguội bên ngoài.

Số liệu ban đầu

1. Độ dày kim loại ở đầu vào giá cán $h_1 = 7,23\text{mm}$; ở đầu ra $h_2 = 4,72\text{mm}$.

2. Nhiệt độ ở đầu vào $t_{L1} = 990^\circ\text{C}$; ở đầu ra $t_{L2} = 970^\circ\text{C}$.

3. Chiều rộng dải cán $b_L = 1,22\text{m}$.

4. Vật liệu dải - thép 08kn có các tính chất nhiệt lý $\lambda_L = 23,4 \text{ W/(m.k)}$ và $a_L = 19 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$.

5. Trục cán bằng gang môlipden có các tính chất nhiệt lý $\lambda_B = 49,8 \text{ W/(m.k)}$ và $a_B = 44 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$, bán kính $R_o = 0,390\text{m}$.

6. Tốc độ góc của trục $w_0 = 11,05 \text{ s}^{-1}$

7. Các tính chất nhiệt lý của chất lỏng làm nguội khi $t_u = 0,5(t_u'' + t_u') = 0,5(30 + 20) = 25^\circ\text{C}$, $c_u = 4,18 \text{ kJ}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ và $\gamma_u = 10 \text{ kg/m}$.

Các đại lượng tính toán

1. Góc ép lún $\varphi_1 = 0,0925 \text{ radian}$.

2. Chiều dài cung cặp $l = \varphi_1 R_0 = 0,0925 \cdot 0,309 = 2,85 \cdot 10^{-2} \text{ m}$.

3. Tốc độ cán thường được xác định theo các công thức đã biết của lý thuyết cán, nhưng để đơn giản hóa việc tính toán, ta xác định theo quan hệ tương ứng.

$$V = w_0 R_0 = 11,05 \cdot 0,309 = 3,41 \text{ m/s}$$

4. Chỉ số Predroditelev

$$\sqrt{Pd} = \sqrt{\frac{w_0 R_0^2}{a_B}} = \sqrt{\frac{11,05 \cdot 0,309^2 \cdot 3600}{44 \cdot 10^{-3}}} = 294$$

5. Chỉ số Pecle

$$\sqrt{Pe} = \sqrt{\frac{Vl}{a_L}} = \sqrt{\frac{3,41 \cdot 2,85 \cdot 10^{-2} \cdot 3600}{19 \cdot 10^{-3}}} = 136$$

Có thể giải được bài toán thuận và bài toán nghịch, nghĩa là nếu định được các góc bố trí tấm dẫn φ_2 và φ_4 thì xác định được nhiệt độ tích phân trung bình của bề mặt trục làm việc $\bar{t}$ hoặc với $\bar{t}$ đã biết ta tính được φ_2 và φ_4 . Trong ví dụ này, ta xác định φ_2 và φ_4 với $\bar{t} = 90^\circ\text{C}$.

Bài giải

1. Theo công thức (VII.26) ta xác định được t_k với

$$t_L = \frac{t_{L_1} + t_{L_2}}{2} = \frac{990 + 970}{2} = 980^\circ\text{C}$$

$$t_k = \frac{980 \cdot 23,4 \cdot 136 \cdot 2 / \sqrt{3,14} + 90 \cdot 49,8 \cdot 294 \cdot 0,0925}{23,4 \cdot 136 \cdot 2 / \sqrt{3,14} + 49,8 \cdot 294 \cdot 0,0925} = 736^\circ\text{C}$$

$$2. \text{ Như vậy } \bar{\theta} = \frac{\bar{t} - \bar{t}_u}{t_k - t_u} = \frac{90 - 25}{736 - 25} = 0,0914.$$

3. Việc phân tích biểu thức (VII.31) cho biết rằng góc bố trí tấm dẫn ở phía kim loại đi vào giá cán φ_4 không có ảnh hưởng gì đối với, cho nên, căn cứ vào những lý do kết cấu và công nghệ, hợp lý nhất là lấy $\varphi_4 = 30^\circ$.

Khi đó từ biểu thức (VII.31) ta sẽ có

$$\varphi_2 = \frac{2[\bar{\theta}(2\pi - \varphi_4/2) - \varphi_1]}{1 + \bar{\theta}} = \frac{2[0,0914(360 - 15) - 5,3]}{1 + 0,0914} = 48^\circ$$

hoặc 0,837 radian

4. Do đó lưu lượng chất lỏng làm nguội cho giá cán, theo công thức (VII.15) sẽ là

$$v_k = \frac{2 \cdot 48,8 \cdot 1,22 \cdot 294(736 - 90)0,0925 + 0,837/2)3600}{4,18 \cdot 10^3 \cdot 10^3 \cdot 10} = 1020 \text{ m}^3/\text{h}$$

Tiếp đó lưu lượng này được phân bố cho các trục ti và các trục làm việc theo tỉ lệ đã trình bày ở trên. Cần chú ý rằng, thông số chính, quyết định lưu lượng là mức

sụt nhiệt độ giữa chất lỏng nạp vào và chất lỏng đã nóng lên (trong trường hợp này mức sụt là 10°C).

Nhiệt độ tích phân trung bình của trục phụ thuộc vào góc bố trí tấm dẫn φ_2 ở phía kim loại ra khỏi giá cán. Như các khảo sát lý thuyết và thực nghiệm đã cho biết có thể điều chỉnh chế độ nhiệt các trục bằng góc này.

3. TÍNH TOÁN NHIỆT CÁC MÁY CÁN NGUỘI

Nguyên tắc tính toán và tác giả thiết cơ bản

Do khi cán nguội, khác với cán nóng, có thể xác định nhiệt độ dải cán mà không phụ thuộc vào nhiệt độ các trục, nên việc tính toán được thực hiện theo phương pháp A.V. Tretiakov - E.A. Garber, nguyên tắc chung của phương pháp này là lập ba phương trình cân bằng nhiệt cơ bản cho giá cán j (lần cán j) - cân bằng dải trong trung tâm biến dạng, cân bằng trục làm việc, cân bằng trục tì - và giải chúng để tìm ba ẩn số - nhiệt độ ở đầu ra từ các trục t_{kj} , các nhiệt độ trung bình của các trục làm việc và các trục tì. Nhiệt độ dải cán ở đầu vào các trục giá cán thứ nhất t_{H1} được định ra căn cứ theo các điều kiện của quá trình công nghệ, còn đối với các giá cán kế tiếp t_{H1} được xác định theo phương trình cân bằng nhiệt dải cán trong khoảng trống giữa các giá cán. Sau khi tính các nhiệt độ nói trên ta tính các thành phần cân bằng nhiệt trong đó có lượng nhiệt mà chất lỏng làm nguội phải đưa ra khỏi các trục và dải cán, sau đó tính lưu lượng chất lỏng theo các công thức đã biết.

Việc tính toán dựa trên giả thuyết về tính đối xứng các trường nhiệt các trục so với các trục quay của chúng,

trong đó nhiệt độ bề mặt trục được hiểu như là nhiệt độ tích phân trung bình $\bar{t}$ trong một vòng quay. Có thể bỏ qua các biến đổi định kỳ. Nhiệt độ trong lớp bề mặt mỏng, vì chúng xâm nhập tới độ sâu không quá 1-2% bán kính thân trục; chú ý đến nhiệt độ vùng chính, vùng này chiếm tới 98-99% theo bán kính. Như vậy, nhiệt độ đối xứng trục trên ranh giới của lớp bề mặt mỏng và vùng chính được chấp nhận là nhiệt độ bề mặt thân trục. Cũng coi như với chế độ đã quy định, nhiệt độ không đổi trong các mặt cắt xuyên tâm của các trục (nếu không làm nguội bên trong).

Việc tính toán nhiệt máy cán nguội được thực hiện đối với chế độ nhiệt quy định của các trục, tương ứng chế độ cán tĩnh mà không có sự làm nguội bằng chất lỏng, thường không được quy định.

Số liệu ban đầu:

1. Các thông số kết cấu của máy, các kích thích vật cán và chế độ ép lún: D_p ; D_{on} ; L - đường kính thân trục cán, thân trục tì và chiều dài thân trục, m; E_p ; E_{cn} ; V_p , V_{on} - môđun đàn hồi vật liệu các trục cán (trục làm việc) và môđun đàn hồi vật liệu các trục tì, kg/mm², các hệ số Poaxon; j - số thứ tự (số hiệu giá) máy cán liên tục (cán trên máy đảo chiều); k - số lượng các giá của máy cán liên tục $j = 1+k$; l_{MK_j} - chiều dài đoạn trống giữa các giá cán ở đầu ra từ các trục của giá cán j ; mà ở đó chất lỏng làm nguội rơi lên dải cán, m; V_{npk} - tốc độ cán ở đầu ra từ giá cán k (cuối cùng), m/s; b - chiều rộng dải cán, m; $h_0, h_1, \dots, h_j, \dots, h_k$ - độ dày dải cán trước lần cán (bán thành phẩm) thứ nhất và sau mỗi lần cán kế tiếp.

Các thông số phụ cần phải có để tính lực - năng lượng: các sức căng riêng (trước khi vào máy, giữa máy cán và bộ quần, trong tất cả các khoảng trống giữa các giá cán); giới hạn chảy kim loại cán trong hàm số độ ép lún tương đối; mức phụ thuộc hệ số ma sát vào tốc độ và dạng bôi trơn khi cán.

2. Các thông số lực - năng lượng trong từng giá cán (xác định bằng cách tính toán phân tích hoặc theo số liệu thực nghiệm): a_{npj} - công cán riêng (có xét đến độ biến dạng dẻo và ma sát), mà được đưa tới một đơn vị thể tích dải cán, kgf/m^3 ; l_{cj} - chiều dài cung tiếp xúc kim loại cán với trục làm việc, có tính đến độ bẹt, m ; P_j - lực cán (áp suất kim loại trên các trục), kgf ; b_{onj} - Chiều rộng dải cán giữa các trục làm việc và các trục tì, được xác định theo công thức Gers, m :

$$b_{onj} = 1,596 \sqrt{\left(\frac{1 - \nu_p^2}{E_p} + \frac{1 - \nu_{on}^2}{E_{on}} \right) \frac{P_j}{L} \frac{D_p D_{on}}{D_p + D_{on}}} \quad (\text{VII.32})$$

3. Đặc điểm hệ thống làm nguội, các trị số nhiệt độ ban đầu và các hằng số nhiệt - lý: Sự làm nguội các trục - một phía (từ phía đầu vào) hoặc hai phía (từ phía đầu vào và phía đầu ra); có hoặc không có sự làm nguội bắt buộc dải cán trong các khoảng trống giữa các giá cán; t_{H1} - nhiệt độ vật cán chưa xong (dải ở đầu vào máy) $^{\circ}\text{C}$; t_{em1} , t_{em2} - nhiệt độ chất lỏng (nhũ tương) khi nạp và xả; $\Delta_{em} = t_{em1} - t_{em2}$ - được ấn định bởi các khả năng của các ma làm nguội (xem bảng VII.15); $t_{em.p}$, $t_{em.on}$ - các nhiệt độ trung bình của nhũ tương ở bề mặt các trục làm việc và các trục tì, được xác định theo các tỉ số:

Đối với giá cán thứ nhất khi nạp nhũ tương từ phía kim loại đi vào các trục (nếu $t_{H1} \leq t_{em1}$).

$$t_{em.p1} = t_{em.on1} = \frac{t_{em1} + t_{em2}}{2} \quad (VII.33)$$

đối với giá cán còn lại ($j > 1$) và đối với giá cán thứ nhất, nếu $t_{H1} > t_{em1}$.

$$t_{em.pj} = t_{em.onj} = \frac{3t_{em1} + t_{em2}}{4} \quad (VII.34)$$

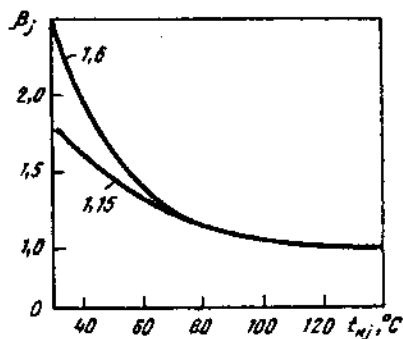
$t_{em.nj}$ - nhiệt độ trung bình của nhũ tương ở bề mặt dải cán:

$$t_{em.p} = \frac{t_{em1} + 3t_{em2}}{4} \quad (VII.35)$$

Khi làm nguội bắt buộc đối với dải cán

$$t_{em.nj} = \frac{t_{em1} + 3t_{em2}}{2} \quad (VII.36)$$

c_n, c_{em} - các nhiệt dung riêng của dải cán và nhũ tương, $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$; ρ_n, ρ_{em} - tỉ trọng của dải và nhũ tương, kg/m^3 ; α_{KT} - hệ số tỏa nhiệt bằng cách trao đổi nhiệt tiếp xúc giữa dải cán và trục làm việc, giữa trục làm việc và trục tì, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ [$\text{kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$]; $\alpha_{1p}, \alpha_{1on}$ - các hệ số tỏa nhiệt trong bình của trục làm việc và trục tì (trao



Hình VII.3 Trị số hệ số β tùy theo t_{Hj} và tỉ số h_{j-1}/h_j (các chữ số ở các đường cong)

đổi nhiệt đối lưu với nhũ tương), $w/(m^2 \cdot \text{độ})$ [$\text{kcal}/(m^2 \cdot \text{h} \cdot \text{độ})$];
 α_2 - hệ số tỏa nhiệt bằng sự trao đổi nhiệt đối lưu của
 dải cán có nhũ tương trong khoảng trống giữa các giá
 cán, $w/(m^2 \cdot \text{độ})$ [$\text{kcal}/(m^2 \cdot \text{h} \cdot \text{độ})$]; - η_B - hệ số thoát nhiệt
 khi biến dạng dẻo; β_j - hệ số xét đến đặc điểm phi tuyến
 tính của sự thay đổi nhiệt độ dải cán ở trung tâm biến
 dạng. Nó được xác định theo đồ thị trên hình VII.3
 hoặc theo công thức

$$\beta_j = 1 + \left(1,003 - 0,0334 \frac{h_{j-1}}{h_j} \right)^{x_j} \quad (\text{VII.37})$$

$$\text{ở đây } x_j = t_{Hj} + 111,573 + 52,632 \left(\frac{h_{j-1}}{h_j} \right)^2 - 177,632 \frac{h_{j-1}}{h_j}$$

t_{Hj} - nhiệt độ dải ở đầu vào giá cán j ,

Các nhiệt độ ban đầu và các hằng số lý nhiệt được
 trình bày trong bảng VII.5.

Phương pháp tính toán, các công thức cơ bản và trình tự tính toán

Hệ phương trình cân bằng nhiệt quá trình cán nguội
 trong giá cán j (lần cán j) ở chế độ nhiệt tĩnh tại có dạng

$$\left. \begin{aligned} Q_{npj} - 2Q_{pj} - \Delta Q_{nj} &= 0; \\ Q_{pj} - Q_{p.emj} - Q_{onj} &= 0; \\ Q_{onj} - Q_{on.em} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (\text{VII.38})$$

Phương trình phụ, thể hiện sự cân bằng nhiệt dải cán
 trong khoảng trống giữa các giá cán $j - 1$ và j , có dạng

$$Q_{n.emj-1} = \Delta Q_{n.emj-1} \quad (\text{VII.39})$$

BẢNG VII.5. CÁC NHIỆT ĐỘ BAN ĐẦU VÀ CÁC HẸNG SỐ NHIỆT LÝ CẦN PHẢI CÓ ĐỂ TÍNH TOÁN NHIỆT CHO MÁY CÁN NGUYÊN

Thông số hoặc hằng số	Ký hiệu	Các đặc điểm kết cấu, công nghệ của máy cán hoặc của hệ thống làm nguội	Trị số
1	2	3	4
Nhiệt độ của phối cán	$t_{H1}, ^\circ\text{C}$	Đối với địa phương: có khí hậu ôn hòa có khí hậu nóng	20 - 50 40 - 80
của nhũ tương khí nạp vào	$t_{em1}, ^\circ\text{C}$	Đối với các địa phương: có khí hậu ôn hòa có khí hậu nóng	30 - 40 Đến 55
Mức sụt nhiệt độ cho phép của nhũ tương giữa nạp và xả	$\Delta t_{em}, ^\circ\text{C}$	Các bộ làm nguội kiểu ống Các bộ làm nguội kiểu cánh	4 - 8 10 - 14
Tỉ trọng: của dải cán của nhũ tương		$\rho_n, \text{kg/m}^3$ $\rho_{em}, \text{kg/m}^3$	7850 1000

1	2	3	4
Nhiệt dung riêng của dải cán của nhũ tương	$c_n, \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$	Trong khoảng nhiệt độ 20 - 200°C	0,48
Hệ số trao đổi nhiệt tiếp xúc	$c_{em}, \text{ kJ}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$ $\alpha_{KT}, \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ [kcal/(m.h ² .độ)]		4,18 478 [410000]
Hệ số trao đổi nhiệt đối với nhũ tương của trục làm việc	$\alpha_{1p}, \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ [kcal/(m.h ² .độ)]	Làm nguội từ phía kim loại đi vào trục	$\alpha_{1p} = 1,8 \div 2,3$ [1500÷2000] $\alpha_{1on} = 3,5 \div 4,1$ [3000÷3500] [700-1100]
của trục ti	$\alpha_{1on}, \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$		$\alpha_{1on} = 1,2 \div 1,8$ [1000÷1600]
của dải cán	$\alpha_2, \text{ kW}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ [kcal/(m.h ² .độ)]	Nhũ tương xả từ các trục xuống dải cán	1,6 - 2,3 [1400-2000]

1	2	3	4
Hệ số thoát nhiệt khi cán nguội	η_B	Làm nguội bất buộc Đưa (hợp kim nhôm) Nhôm kỹ thuật Thép Đồng Các kim loại màu Các hợp kim màu	2,0 - 6,0 [1700-5000] 0,77 0,93 0,84 - 0,88 0,92 0,88 - 0,90 0,75 - 0,85

Sự cân bằng nhiệt, mà đặc trưng bởi các phương trình (V.38) và (VII.39) được xem xét trong một đơn vị thời gian (giờ, ngày). Các thành phần của nó và các công thức để xác định được trình bày trong bảng VII.6.

Sau khi đưa các trị số trong bảng VII.7 vào hệ phương trình (VII.38) thì hệ phương trình này sẽ gồm ba phương trình tuyến tính, với các ẩn số t_{kj} , t_{pj} , t_{onj} .

$$\left. \begin{aligned} A_1 t_{kj} + B_1 t_{pj} &= D_1; \\ A_2 t_{kj} + B_2 t_{pj} + t_{onj} &= D_2; \\ t_{pj} + E_3 t_{onj} &= D_3 \end{aligned} \right\} \quad (VII.40)$$

Các hệ số A_1 - D_3 của hệ phương này được tính theo các công thức trong bảng VII.7.

Nhiệt độ dải cán ở đầu vào giá cán t_{Hj} , khi $j = 1$ được tìm từ số liệu ban đầu (bảng VII.5), còn khi $j > 1$ thì được xác định bằng cách giải phương trình

$$t_{Hj} = \frac{t_{kj-1}(M+1) + 2t_{em.n}}{M+1} \quad (\text{VII.41})$$

$$\text{trong đó } M = \frac{2\rho_n c_n h_k V_{npk}}{\alpha_2 l_{MKj-1}} \quad (\text{VII.42})$$

Hệ phương trình (VII.40) được giải bằng các định thức

Nhiệt độ của dải cán ở đầu ra từ giá cán j , nhiệt độ trung bình của các trục làm việc và các trục tì là

$$t_{kj} = \frac{\Delta_1}{\Delta}; \quad t_{pj} = \frac{\Delta_2}{\Delta}; \quad t_{onj} = \frac{\Delta_3}{\Delta} \quad (\text{VII.43})$$

trong đó

$$\Delta = \begin{vmatrix} A_1 & B_1 & 0 \\ A_2 & B_2 & 1 \\ 0 & 1 & E_3 \end{vmatrix}; \quad \Delta = \begin{vmatrix} D_1 & B_1 & 0 \\ D_2 & B_2 & 1 \\ D_3 & 1 & E_3 \end{vmatrix} \left. \begin{matrix} \Delta_2 = \begin{vmatrix} A_1 & D_1 & 0 \\ A_2 & D_2 & 1 \\ 0 & D_3 & E_3 \end{vmatrix}; \quad \Delta_3 = \begin{vmatrix} A_1 & B_1 & D_1 \\ A_2 & B_2 & D_2 \\ 0 & 1 & D_3 \end{vmatrix} \end{matrix} \right\} \quad (\text{VII.44})$$

BẢNG VII.6. CÁC THÀNH PHẦN CÂN BẰNG NHIỆT QUÁ TRÌNH CÁN NGUỘI TRONG GIÁ CÁN J Ở CHẾ ĐỘ TÍNH TẠI (MJ/h)

Thông số	Ký hiệu	Công thức tính toán	Ghi chú
1	2	3	4
Lượng nhiệt tỏa ra trong trung tâm biến dạng	Q_{npi}	$3600 \eta_B a_{npi} h V_{npk} b$	Hệ số 3600 để chuyển m/s thành m/h
Lượng nhiệt từ dải cán truyền cho trục bằng cách trao đổi nhiệt tiếp xúc (có tính nhiệt ma sát)	Q_{pj}	$3600 \alpha_{K,T} l_{cj} b \frac{\beta t_{Hj} + t_{Kj}}{2} t_{pj}$	Hệ số 3,6 để chuyển kW thành MJ/h
Mức thay đổi lượng nhiệt trong dải do đi qua trung tâm biến dạng	ΔQ_{njj}	$3,6 h_K V_{npk} b \rho_n c_n (t_{Kj} - t_{Hj})$	Hệ số 3,6 để chuyển m/s thành m/h và KJ MJ
Lượng nhiệt do nhũ tương dẫn ra từ trục làm việc	$Q_{p.emj}$	$3,6 \alpha_{1p} \pi D_p b (t_{pj} - t_{em.pj})$	Bỏ qua sự trao đổi nhiệt của các trục trên các đầu trống
Lượng nhiệt do nhũ tương dẫn ra từ trục tỉ	$Q_{on.emj}$	$3,6 \alpha_{on1} \pi D_{on} (t_{onj} - t_{em.onj})$	-

1	2	3	4
Lượng nhiệt từ trực làm việc truyền cho trực ti bằng cách trao đổi nhiệt tiếp xúc	Q_{onj}	$3600 \alpha_{K.T} b_{on} b(t_{pj} - t_{onj})$	Bỏ qua sự trao đổi nhiệt các trực với không khí
Lượng nhiệt do nhũ tương dẫn ra từ dải cán giữa giá cán $j - 1$ và j	$Q_{n.emj-1}$	$3,6 \alpha_2 l_{MKj-1} b \left(\frac{t_{Kj-1} + t_{Hj}}{2} - t_{em.nj-1} \right)$	-
Lượng nhiệt do dải cán tỏa ra giữa các giá cán $j - 1$ và j	$\Delta Q_{n.emj-1}$	$3,6 c_n \rho_n h_K V_{npK} b(t_{Kj-1} - t_{Hj})$	--

BẢNG VII.7.

**CÁC CÔNG THỨC CÁC HỆ SỐ
CỦA PHƯƠNG TRÌNH (VII.40)**

Hệ số	
A_1	$\frac{\alpha_{K.T} l_{c_j}}{h_k V_{npk}} + \rho_n c_n$
A_2	$\frac{l_{c_j}}{2b_{onj}}$
B_1	$-\frac{2\alpha_{K.T} l_{c_j}}{h_k V_{npk}}$
B_2	$-\left(1 + \frac{\pi D_p}{b_{onj}} \frac{\alpha_{1p}}{\alpha_{K.T}} + \frac{l_{c_j}}{b_{onj}}\right)$
E_3	$-\left(1 + \frac{\pi D_{on}}{b_{onj}} \frac{\alpha_{1on}}{\alpha_{K.T}}\right)$
D_1	$1000\eta_B a_{npj} + t_{Hj} \left(\rho_n c_n - \frac{\alpha_{K.T} \beta_j l_{c_j}}{h_k V_{npk}} \right)$
D_2	$-\left(t_{Hj} \frac{\beta_j l_{c_j}}{2b_{onj}} + t_{em.p} \frac{\pi D_p}{b_{onj}} \frac{\alpha_{1p}}{\alpha_{K.T}} \right)$
D_3	$-t_{em.on} \frac{\pi D_{on}}{b_{onj}} \frac{\alpha_{1on}}{\alpha_{K.T}}$

Toàn bộ lượng nhiệt do nhũ tương dẫn ra từ giá cán j

$$Q_{OTBj} = 2Q_{p.emj} + 2Q_{on.emj} + Q_{n.emj-1} + Q_{n.emj} \quad (VII.45)$$

(khi làm nguội một phía các trục từ phía dài đi vào $Q_{n.em} = 0$)

Trên cơ sở những gì đã trình bày ở trên, việc tính toán nhiệt máy cán nguội được tiến hành theo trình tự sau đây (trên máy cán liên tục):

1. Xác định số liệu ban đầu, đồng thời theo đồ thị hình III.3 hoặc theo công thức (VII.37) tính β_j cho giá cán thứ nhất ($j = 1$).

2. Theo các công thức của bảng VII.7 xác định các hệ số $A_1 - D_3$, sau đó theo các công thức (VII.44) xác định các định thức Δ , Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 và theo các công thức (VII.43) xác định nhiệt độ t_{k1} , t_{p1} , t_{on} cho giá cán thứ nhất.

3. Tính nhiệt độ của dải cán ở đầu vào t_{Hj} theo các công thức (VII.41), (VII.42); hệ số β_j - theo công thức (VII.37) hoặc theo hình VII.3, sau đó theo các công thức bảng VII.7 tính các hệ số $A_1 - D_3$, theo các công thức (VII.44) tính các định thức Δ , Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 và theo công thức (VII.43) tính cá nhiệt độ t_{kj} , t_{pj} , t_{onj} cho từng giá cán, bắt đầu từ giá $j = 2$.

4. Theo các công thức của bảng VII.6 tính các thành phần cân bằng nhiệt $Q_{p.emj}$, $Q_{on.emj}$, $Q_{n.emj-1}$, $Q_{n.emj}$ cho từng giá cán, sau đó theo công thức (VII.45) tính nhiệt lượng toàn phần được dẫn ra Q_{OTBj} và lưu lượng nhũ tương cần phải có cho giá cán j.

$$V_{em_j} = \frac{1000Q_{OTB_j}}{c_{em}\rho_{em}(t_{em2} - t_{em1})} \quad (VII.46)$$

(thừa số 1000 để chuyển MJ thành KJ)

5. Tính lượng nhũ tương cần phải nạp riêng biệt với từng trục làm việc và trục tì. Ví dụ, nếu có các ống để nạp nhũ tương tới hai trục làm việc và tới trục tì, còn đối với dải cán, nhũ tương được xả từ các trục xuống (không có sự làm nguội bắt buộc đối với dải cán), thì tổng lưu lượng nhũ tương nạp tới giá cán được phân bố như sau:

$$\text{tới từng trục } V_{em.p_j} = \frac{Q_{p.em_j}}{2Q_{p.em_j} + Q_{on.em_j}}; \quad (VII.47)$$

$$\text{tới trục tì bên trên } V_{em.on_j} = V_{em_j} \frac{Q_{on.em_j}}{2Q_{p.em_j} + Q_{on.em_j}} \quad (VII.48)$$

Nếu lượng nhũ tương thực lớn hơn lượng tính toán, thì sẽ dẫn đến sự tăng nhiệt độ của nhũ tương ở đầu xả và kết quả là làm gia tăng nhiệt độ các trục cho nên khi sử dụng phương pháp nói trên không chỉ ở giai đoạn thiết kế, mà cả để phân tích chế độ nhiệt của máy, cần phải tính chính xác các trị số thực t_{em1} và t_{em2} .

Ví dụ tính toán nhiệt máy cán

Ta xác định các nhiệt độ trung bình của các trục khi cán, nhiệt độ ở dải cán theo các lần cán và các lưu lượng nhũ tương trên máy cán bốn giá 1700 khi cán nguội dải thép 0,8kn dày $h_0 = 0,486$, rộng 1020mm từ

phôi cán có độ dày $h_0 = 1,91\text{mm}$ (nhiệt độ phôi cán $t_n = 50^\circ\text{C}$).

Các số liệu ban đầu tương ứng với những đề nghị ở đầu phần 3 được trình bày trong bảng VII.8.

BẢNG VII.8

**SỐ LIỆU BAN ĐẦU DÙNG CHO VÍ DỤ TÍNH TOÁN
CHẾ ĐỘ NHIỆT MÁY CÁN 1700 (BỐN GIÁ)**

Thông số	Các trị số cho các giá cán			
	Nº 1	Nº 2	Nº 3	Nº 4
D_p/D_{on} , mm	0,5/1,3	0,5/1,3	0,5/1,3	0,5/1,3
L/b , mm	1,7/1,02	1,7/1,02	1,7/1,02	1,7/1,02
b_{MK_j} , m	1,4	1,4	1,4	1,4
V_{npj} , m/s	2,75	3,89	6,25	7,13
$h_j \cdot 10^{-3}$, m	1,26	0,892	0,554	0,486
a_{npj} , kgl/m ²	2820	3000	5020	1650
P_j , tl	644	970	925	1040
$l_{ci} \cdot 10^{-3}$, m	13,95	11,88	11,52	8,31
$b_{onj} \cdot 10^{-3}$, m	5,43	6,65	6,65	6,9
t_{em1} , °C	30	30	30	30
t_{em2} , °C	36	40	46	48
$t_{em.p}$ ($t_{em.on}$), °C	31	32,5	34	34,8
$t_{em.n}$, °C	34	37,5	41,2	43,5

1. Do dải cán đi tới giá thứ nhất có nhiệt độ gia tăng ($t_n = 50^\circ\text{C}$), còn nhiệt độ nhũ tương nạp vào là $t_{em1} = 30^\circ\text{C}$ nên dải cán kịp nguội trước khi đi vào các trục. Như vậy, đại lượng t_{H1} trong ví dụ này là đại lượng

tính toán, đại lượng $Q_{n,em1} \neq 0$, còn các nhiệt độ $t_{em,p}$ ($t_{em,on}$) và $t_{em,n}$, °C thì phải được xác định theo công thức (VII.34) và (VII.35):

$$t_{em,p} = t_{em,on} = \frac{30.3 + 36}{4} \approx 31; \quad t_{em,p} = \frac{30 + 3.36}{4} \approx 34$$

2. Tính t_{H1} theo các công thức (VII.41) và (VII.42)

$$M = \frac{2.7850.0,48.0,486.10^{-3}.7,13}{2,33.1,4} = 8,04;$$

(hệ số M không đổi đối với tất cả các giá)

$$t_{H1} = \frac{5(8,04 - 1) + 2.34}{8,04 + 1} = 46,5^{\circ}\text{C}$$

3. Tìm hệ số β_1 theo đồ thị hình VII.3 với $h_0/h_1 = 1,91/1,26 = 1,51$ và $t_{H1} = 46,5^{\circ}\text{C}$; $\beta_1 = 1,66$.

4. Theo các công thức của bảng VII.7 tính các hệ số $A_1 - D_3$ cho giá cân thứ nhất:

Các hằng số: $c_n = 0,48 \text{ kJ/kg.độ}$ ($0,115 \text{ kcal/kg.độ}$);
 $c_{em} = 4,2 \text{ kJ/kg.độ}$ (1 kcal/kg.độ); $\rho_n = 7850 \text{ kg/m}^3$;
 $\rho_{em} = 1000 \text{ kg/m}^3$; $a_{K,T} = 478 \text{ kW/m}^2.\text{độ}$ ($410.000 \text{ kcal/m}^2.\text{h.độ}$);
 $\alpha_{1p} = 2,1 \text{ kW/m}^2.\text{độ}$ ($1800 \text{ kcal/m}^2.\text{h.độ}$);
 $\alpha_{1gn} = 0,7 \text{ kW/m}^2.\text{độ}$ ($600 \text{ kcal/m}^2.\text{h.độ}$); $\alpha_2 = 2,33 \text{ kW/m}^2.\text{độ}$ ($2000 \text{ kcal/m}^2.\text{h.độ}$); $\eta_B = 0,8b$.

$$A_1 = \frac{478.13,95.10^{-3}}{0,468.10^{-3}.7,13} + 7850.0,48 = 694;$$

$$A_2 = \frac{13,95.10^{-3}}{2,5,43.10^{-3}} = 1,284;$$

$$B_1 = -\frac{2.478.13,95.10^{-3}}{0,486.10^{-3}.7,13} = -3853;$$

$$B_2 = -\left(1 + \frac{\pi.0,5}{5,43.10^{-3}} \frac{2,1}{478} + \frac{13,95.10^{-3}}{5,43.10^{-3}}\right) = -4,84;$$

$$E_3 = -\left(1 + \frac{\pi.0,5}{5,43.10^{-3}} \frac{0,7}{478}\right) = -2,101; \quad E_2 = 1;$$

$$D_1 = 1000.0,86.282 + \\ + 46\left(7850.0,48 - \frac{478.1,66.13,95.10^{-3}}{0,486.10^{-3}.7,13}\right) = 268754;$$

$$D_2 = -46,5 \frac{1,66.13,95.10^{-3}}{2.5,43.10^{-3}} + 31 \frac{\pi.0,5}{5,43.10^{-3}} \frac{2,1}{478} = -138,63;$$

$$D_3 = -31 \frac{\pi.1,3}{5,43.10^{-3}} \frac{0,7}{478} = -34,1.$$

5. Theo các công thức (VII.44) ta tính các định thức của hệ phương trình cân bằng nhiệt (VII.40)

$$\Delta = A_1(B_2E_3 - E_2) - A_2B_1E_3 = 5.964[(-4,84)(-2,101) \\ - 1] - [1,284(-3.853)(-2,101)] = 42.000;$$

$$\Delta_1 = D_1(B_2E_3 - E_2) - B_1(D_2E_3 - E_2D_3) = \\ 268.754[(-4,84)(-2,101) - 1] - \\ - (-3.853)[(-3.853)(-2,101) - (-34,1)] = 3.738.000;$$

$$\Delta_2 = A_1(D_2E_3 - D_3) - D_1A_2E_3 = 5.694[(-138,63)(-2,101) \\ - (-34,1)] - 268.754.1,284(-2,101) = 2.591.400;$$

$$\begin{aligned}\Delta_3 &= A_1(B_2D_3 - D_2) - A_2(B_1D_3 - D_1) = \\ &= 5.694[(-4,84)(-34,1) - (138,63)] - \\ &- 1,284[(-3.853)(-34,1) - 268.754] = 1.921.700.\end{aligned}$$

6. Các nhiệt độ cần tìm cho giá cán thứ nhất được tính theo các công thức (VII.43)

$$t_{k1} = \frac{3.738.000}{42.000} = 89;$$

$$t_{p1} = \frac{2.591.400}{42.000} = 62;$$

$$t_{on1} = \frac{1.921.700}{42.000} = 46;$$

7. Theo các công thức của bảng VII.6 ta tính các thành phần cân bằng nhiệt giá cán thứ nhất:

$$\begin{aligned}Q_{p.em} &= 3,6 - 2,1 \cdot 3,14 \cdot 0,5 \cdot 1,01 (62 - 31) = \\ &= 375,4 \text{ MJ/h};\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}Q_{on.em2} &= 3,6 \cdot 0,7 \cdot 3,14 \cdot 1,3 \cdot 1,02 (64 - 31) = \\ &= 157,4 \text{ MJ/h};\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}Q_{n.em1} &= 3,6 \cdot 0,48 \cdot 7850 \cdot 0,486 \cdot 10^{-3} \cdot 7,13 \cdot 1,02 \times \\ &\times (50 - 46) = 191,7 \text{ MJ/h};\end{aligned}$$

8. Theo công thức (VII.46) ta tính toàn bộ lượng nhiệt do nhũ tương dẫn ra trên giá cán thứ nhất:

$$Q_{oT} = 2 \cdot 375,4 + 2 \cdot 157,4 + 191,7 = 1.257 \text{ MJ/h};$$

9. Theo các công thức (VII.46) - (VII.48) ta tính các lưu lượng nhũ tương m^3/h cho giá cán thứ nhất, cho từng trục làm việc cho trục từ bên trên:

$$V_{em1} = \frac{1000.1257}{4.2.1000(36 - 30)} = 49,8 \approx 50;$$

$$V_{em.p1} = \frac{375,4}{2.375,4 + 157,4} = 20,5;$$

$$V_{em.on1} = 50 \frac{157,4}{2.375,4 + 157,4} = 9.$$

BẢNG VII.9. CÁC KẾT QUẢ TÍNH TOÁN NHIỆT MÁY BỐN GIÁ 1700 (CHO CÁC SỐ LIỆU BAN ĐẦU TRONG BẢNG VII.8)

Thông số	Các trị số cho các giá cán			
	Nº 1	Nº 2	Nº 3	Nº 4
$t_{Hj}, ^\circ\text{C}$	46	78	99	144
$t_{kj}, ^\circ\text{C}$	89	117	173	145
t_{pj} (tính toán), $^\circ\text{C}$	62	72	89	84
t_{pj} (đo), $^\circ\text{C}$	—	70–8	70–90	50–80
t_{onj} (tính toán), $^\circ\text{C}$	46	53	63	61
t_{onj} (đo), $^\circ\text{C}$	—	50–70	60–80	40–70
V_{emj} (tính toán), m^3/h	50	91	52	49
V_{emj} (đo), m^3/h	41	108	56	54

10. Theo công thức (VII.41) ta tính nhiệt độ dải cán, $^\circ\text{C}$ ở đầu vào giá cán thứ hai ($j = 2$)

$$t_{H1} = \frac{89(8,04 - 1) + 2.37,5}{8,04 + 1} = 77,6$$

Tiếp đó ta lặp lại việc tính toán theo các mục 3 - 9 cho giá cán thứ hai, bắt đầu từ việc xác định β_2 . Việc

tính toán cho giá cần thứ ba và thứ bốn được tiến hành tương tự. Các kết quả tính toán được đưa vào bảng VII.9.

Việc phân tích số liệu của bảng VII.8 và VII.9 cho biết rằng lưu lượng nhũ tương cho giá cần thứ ba và thứ bốn phải được tăng lên gấp 3.

Các hệ số tỏa nhiệt khi cần và cần bóng

Các hệ số tỏa nhiệt là các số liệu ban đầu quan trọng nhất của việc tính toán nhiệt các máy cần, và chúng quyết định cường độ trao đổi nhiệt giữa các trục, dải cần, chất lỏng làm nguội và môi trường xung quanh. Trong bảng VII.10 trình bày danh mục các hệ số tỏa nhiệt cơ bản và chỉ định các dải trị số của chúng, thích hợp cho các tính toán thiết kế.

BẢNG VII.10. CÁC HỆ SỐ TỎA NHIỆT KHI CẦN NÓNG, CẦN NGUỘI VÀ CẦN BÓNG

Dạng tỏa nhiệt	Ký hiệu hệ số tỏa nhiệt	Dải các trị số
		kW/(m ² .độ) [kcal/m ² .h.độ]
Trao đổi nhiệt tiếp xúc giữa dải cần và trục làm việc:	$\alpha_{K.T}$	
cần nóng		25-100[20000-90000]
cần nguội		470-480[400000-410000]
Trao đổi nhiệt tiếp xúc giữa các trục làm việc và các trục tì	$\alpha_{K.T}$	470-480[400000-410.000]
Trao đổi nhiệt đối lưu: giữa trục làm việc và		

trục ti và chất lỏng làm nguội giữa dải cán và chất lỏng làm nguội	α_{1p} α_{1on} α_2	Xem bảng VII.5
Trao đổi nhiệt đối lưu giữa các trục và không khí xung quanh	$\alpha_{ok.p}$ $\alpha_{ok.on}$	$(12-59).10^{-3} [10-50]$

Có thể xác định chính xác hơn các hệ số tỏa nhiệt trong hàm các thông số hệ thống làm nguội của máy cán (lưu lượng riêng, tốc độ chảy, các tính chất nhiệt - lý của chất lỏng, áp suất trong hệ thống, diện tích các lỗ của các thiết bị làm nguội) theo các phương trình chuẩn trong các công trình nghiên cứu của A.V. Tretiakov và E. A. Garber. Nhưng các phương trình này, như việc thí nghiệm sử dụng chúng trong các tính toán các chế độ nhiệt các máy cán đã cho biết, cần phải biết được chính xác hóa.

A. I. XELIKOV

Công nghiệp cơ khí đang là ngành kinh tế trọng yếu của nước ta. Nhu cầu về kim loại cán và thép cán là vô cùng lớn. Để góp phần vào sự phát triển chung này, chúng tôi xin trân trọng giới thiệu tới bạn đọc cuốn "Sổ tay lý thuyết cán kim loại".

Nội dung sách sẽ trình bày các nguyên lý biến dạng dẻo, các quy luật biến dạng khi cán, xác định lực cán, công suất máy cán, sự cân bằng nhiệt... kèm theo những công thức lý thuyết và thực nghiệm rõ ràng, chính xác.

Đây thực sự là một cuốn cẩm nang hữu ích cho những kỹ sư và những sinh viên ngành cơ khí, chế tạo.

SỔ TAY LÝ THUYẾT CÁN KIM LOẠI



CTY CP VH VÀN LANG

Thị xã
VĂN LANG

VD36 40- 42 Ng TM Khai, QJ * DT: 8242157 - 8233022 * Fax: 8235079
8TN6 01 Q Trung, Q C Vép * DT: 9894523 - 9894524 - 9894525
86 - 9 Phan Đăng Lưu, QBT * DT: 2437584 - 84
Email: vanlangt@yahoo.com * Website: www.



8 935073 038235

Giá: 60.000đ

¥493 193