



中华人民共和国石油化工行业标准

SH/T 3037—2002

代替 SH/T 3037—1991

炼油厂加热炉炉管壁厚计算

Calculation of heater-tube thickness in petroleum refineries

(ISO 13704:2001, Petroleum and natural gas industries—
Calculation of heater-tube thickness in petroleum refineries, MOD)

2003-02-09 发布

2003-05-01 实施

中华人民共和国国家经济贸易委员会 发布

目 次

前言	III
1 范围	1
2 术语和定义	1
3 一般设计资料	3
3.1 设计条件	3
3.2 设计方法的限制	5
4 设计	5
4.1 概述	5
4.2 应力公式	6
4.3 弹性设计（较低温度）	6
4.4 断裂设计（较高温度）	6
4.5 中间温度范围	7
4.6 最小许用厚度	7
4.7 最小厚度和平均厚度	8
4.8 当量管子金属温度	8
4.9 急弯弯管和弯管	11
5 许用应力	13
5.1 概述	13
5.2 弹性许用应力	13
5.3 断裂许用应力	13
5.4 断裂指数	14
5.5 屈服强度和抗拉强度	14
5.6 拉森-米勒尔参数曲线	14
5.7 极限设计金属温度	15
5.8 许用应力曲线	15
附录 A（资料性附录） 炉管剩余寿命的估算	17
附录 B（资料性附录） 辐射段最高管子金属温度的计算	21
附录 C（规范性附录） 热应力限制（弹性范围）	29
附录 D（资料性附录） SH/T 3037—2002 计算表	32
附录 E（规范性附录） 应力曲线	插页
附录 F（资料性附录） 腐蚀分数和温度分数的推导	53
附录 G（资料性附录） 常用系数及钢号对照	60
附录 H（资料性附录） 数据来源	64
附录 I（资料性附录） 计算示例	68

参考文献.....74

用词说明.....77

附：条文说明.....79

前 言

本标准是根据中国石化[2001]建标字 088 号文的通知,由中国石化集团洛阳石油化工工程公司对原《石油化工管式炉炉管壁厚计算方法》SH/T 3037—1991 进行修订而成。

本标准共分五章和九个附录。其中附录 C、E 为规范性附录,附录 A、B、D、F、G、H、I 为资料性附录。

本标准与《石油化工管式炉炉管壁厚计算方法》SH/T 3037—1991 相比,主要变化如下:

- 标准名称改为《炼油厂加热炉炉管壁厚计算》;
- 增加了术语、一般设计资料二章和 7 个附录(附录 A、C、D、F、G、H、I);
- 增加了炉管材料对应的型号或类别;
- 增加了 9Cr-1Mo-V (T91 和 P91)、18Cr-10Ni-Nb (347 和 347H) 两种炉管材料的设计温度限制;
- 增加了中碳钢、9Cr-1Mo-V (T91 和 P91) 两种炉管材料的应力曲线,对 16Cr-12Ni-2Mo 炉管材料的应力曲线按型号或类别细分为 16Cr-12Ni-2Mo (316 和 316H) 应力曲线和 16Cr-12Ni-2Mo (316L) 应力曲线;
- 增加了急弯弯管和弯管壁厚计算内容;
- 删去了 SH/T 3037—1991 中裂解炉、蒸汽转化炉管内流体传热系数的计算;

本标准修改采用 ISO 13704:2001《石油和天然气工业——炼油厂加热炉炉管壁厚计算》。

本标准在实施过程中,如发现需要修改补充之处,请将意见和有关资料提供给主编单位(地址:河南省洛阳市中州西路 27 号,邮政编码:471003),以便今后修订时参考。本标准由主编单位负责解释。

本标准的主编单位:中国石化集团洛阳石油化工工程公司

主要起草人:王德瑞 张海燕 李法海 黎国磊

炼油厂加热炉炉管壁厚计算

1 范围

本标准规定了炼油厂加热炉新炉管壁厚的计算方法和设计准则。

本标准适用于有腐蚀和无腐蚀环境两种情况下炼油厂火焰加热炉炉管（直接火焰加热、吸热管位于炉膛内）的设计。本标准不适用于外部配管的设计。

本标准未给出炉管报废厚度的推荐值，附录 A 给出了估算加热炉炉管剩余寿命的方法。

2 术语和定义

下列术语和定义适用于本标准。

2.1

实际内径 actual inside diameter

D_i

新炉管的内径。

注：实际内径用于附录 B 中管子金属温度和附录 C 中热应力的计算。

2.2

腐蚀裕量 corrosion allowance

δ_{CA}

在元件的设计寿命期间，因考虑材料损失而增加的材料厚度。

2.3

设计寿命 design life

t_{DL}

用作炉管设计依据的操作时间。

注：设计寿命不一定与报废时间或更换时间相同。

2.4

设计金属温度 design metal temperature

T_d

用于设计的炉管金属温度或管壁温度。

注：该温度是由计算得出的最高管子金属温度（附录 B 中的 T_{max} ）或当量管子金属温度（2.7 中的 T_{eq} ）加上适当的温度裕量（见 2.15）确定的。由热强度计算最高管子金属温度的方法包括在附录 B 中。当采用当量管子金属温度时，最高操作温度可能高于设计金属温度。

2.5

弹性许用应力 elastic allowable stress

σ_{ej}

在弹性范围（见 5.2）内的许用应力。

注：有关具有纵向焊缝的管子的资料见 3.2.3。

2.6

弹性设计压力 elastic design pressure

P_{et}

加热炉盘管短期内可能承受的最高压力。

注：该压力通常与安全阀定压、泵的关闭压力等有关。

2.7

当量管子金属温度 equivalent tube metal temperature

T_{eq}

在给定时间内，与呈线性变化的金属温度产生相同蠕变破坏的计算的恒定金属温度（见 4.8）。

2.8

内径 inside diameter

D_i^*

用于设计计算的去掉腐蚀裕量后的内径。

注：铸造管内径是去掉疏松层和腐蚀裕量后的内径。

2.9

最小厚度 minimum thickness

δ_{min}

新炉管要求的最小厚度，包括各种适当的裕量。

2.10

外径 outside diameter

D_o

新炉管的外径。

2.11

断裂许用应力 rupture allowable stress

σ_r

在蠕变—断裂范围内的许用应力（见 4.4）。

注：对有关具有纵向焊缝管子的资料见 3.2.3。

2.12

断裂设计压力 rupture design pressure

P_r

盘管段在正常操作期间的最高操作压力。

2.13

断裂指数 rupture exponent

n

用于蠕变—断裂范围设计的参数，见附录 E 中的图。

2.14

应力厚度 stress thickness

δ_s

采用许用应力由公式计算的厚度，该厚度不包括所有厚度裕量。

2.15

温度裕量 temperature allowance

T_A

是设计金属温度的一部分，它考虑了工艺气体或烟气的不均匀分配、操作中的未知因素及设计的不确定因素等。

注：温度裕量加上计算得出的最高管子金属温度或当量管子金属温度，可得出设计金属温度（见 2.4）。

3 一般设计资料

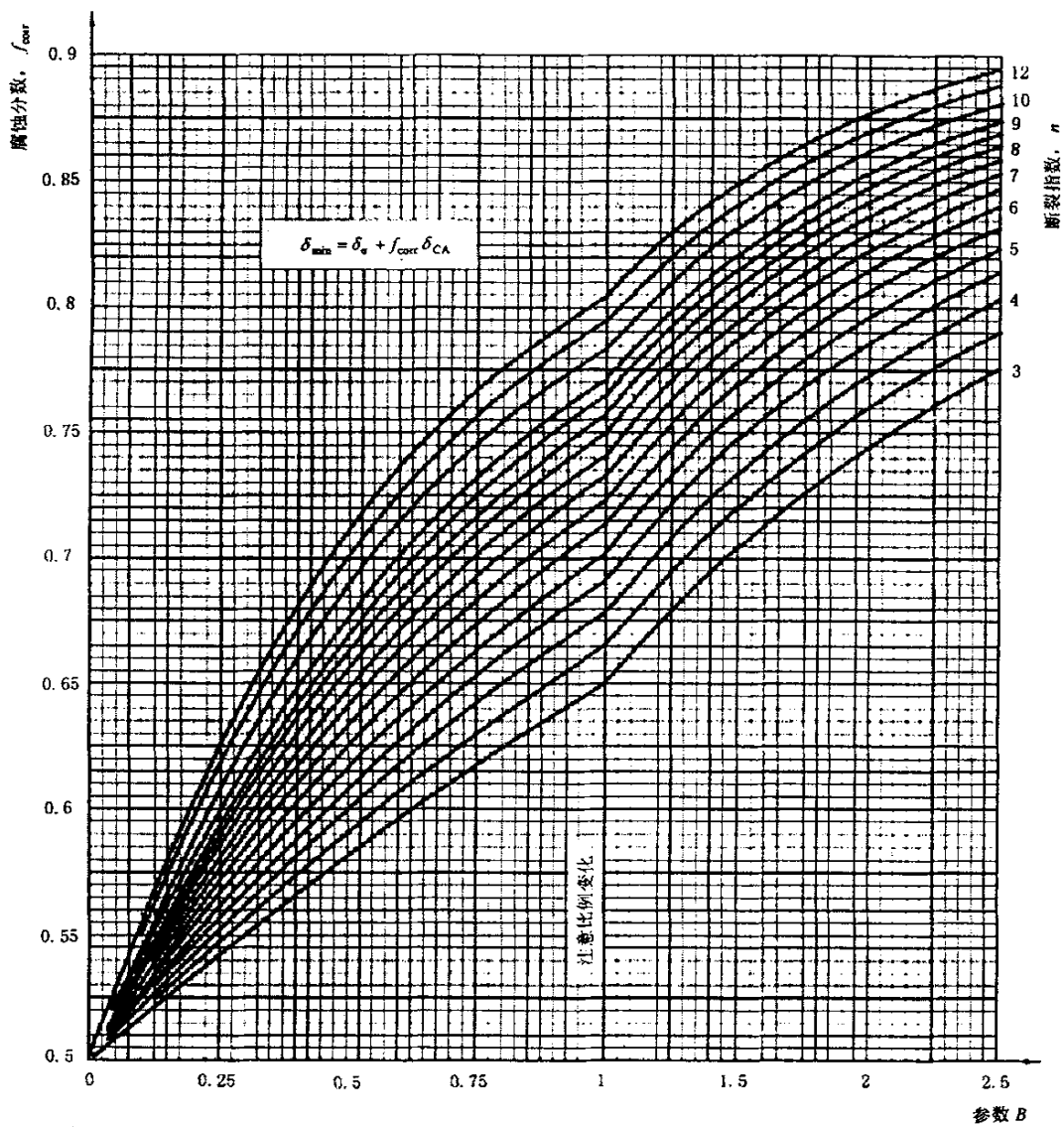
3.1 设计条件

应确定常用设计参数（设计压力、设计流体温度、腐蚀裕量和炉管材质）。另外，尚应提供下列资料：

- a) 炉管设计寿命；
- b) 是否采用当量温度概念。如果需要，应提供操作初期和操作末期的操作条件；
- c) 温度裕量，若有时应提出；
- d) 腐蚀分数（如果与图 1 所给数据不同时）；
- e) 是否采用弹性范围热应力限制；

如果未提供上述 a)～e) 中的任一项，则应采用下列数据：

- f) 设计寿命为 100 000h；
- g) 设计金属温度采用最高金属温度（不采用当量温度的概念）；
- h) 温度裕量取 15℃；
- i) 腐蚀分数按图 1 查出；
- j) 采用弹性范围热应力限制。



$$B = \delta_{CA} / \delta_a$$

$$\delta_a = \frac{p_i D_o}{2\sigma_r + p_i}$$

δ_{CA} —— 腐蚀裕量;

D_o —— 外径;

p_i —— 断裂设计压力;

σ_r —— 断裂许用应力;

n —— 断裂指数。

图 1 腐蚀分数

3.2 设计方法的限制

3.2.1 许用应力仅按屈服强度和断裂强度考虑，未考虑塑性应变或蠕变应变。在一些应用中采用这些许用应力可能会产生小的永久性变形，但这些小的变形不会影响炉管的安全或操作能力。

3.2.2 未考虑不利环境的影响，如石墨化、渗碳或氢浸蚀。由氢浸蚀产生的限制可由 API RP941^[15] 中的纳尔逊曲线得出。

3.2.3 这些设计方法是根据无缝管推导出来的。当采用有纵向焊缝的管子时，许用应力值应乘以适当的焊缝系数。环向焊缝不用焊缝系数。

3.2.4 这些设计方法是用薄壁管（管子最小厚度与外径之比（ δ_{\min}/D_o ）小于 0.15）推导出来的，对厚壁管的设计需另作考虑。

3.2.5 未考虑交变压力或交变热荷载的影响。

3.2.6 设计荷载仅包括内部压力。热应力限制在附录 C 中给出。由质量、支架、端部连接等引起的应力限制未在本标准中讨论。

3.2.7 在 5.6 中的拉森-米勒尔参数曲线，大部分不是拉森-米勒尔的传统曲线，而是按附录 H.3 所述由 100 000h 断裂强度推导出来的。因此，这些曲线不适用于估算设计寿命小于 20 000h 或大于 200 000h 的断裂强度。

4 设计

4.1 概述

在热油炉内 300℃ 下工作的碳钢管子的工作状态与在催化重整炉内 600℃ 下工作的铬钼钢管子的工作状态是有根本区别的。在较高温度下工作的钢材，即使应力低于屈服强度也会发生蠕变或永久变形。当管子金属温度高到足以有显著的蠕变效果，甚至在腐蚀或氧化还未起作用时，管子最终也会由于蠕变断裂而失效。对于在较低温度下工作的钢材，蠕变效果不存在或可忽略。经验表明，在这种情况下，除存在腐蚀或氧化作用外，管子将可长期使用下去。

因为在这两种温度下两种材料的性能有着根本区别，所以炉管有两种不同的设计考虑方法：即“弹性设计”和“蠕变—断裂设计”。弹性设计是在较低温度下的弹性范围内的设计，其许用应力是根据屈服强度确定的（见 4.3）。蠕变—断裂设计（以下简称“断裂设计”）是在较高温度下的蠕变—断裂范围内的设计，其许用应力是根据断裂强度确定的（见 4.4）。

区分炉管弹性范围和蠕变—断裂范围的温度不是单一的数值，而是根据合金确定的一个温度范围。对碳钢，该温度范围的下限约为 425℃。对 347 型不锈钢，该温度范围的下限约为 590℃。影响设计范围的其它考虑还包括弹性设计压力、断裂设计压力、设计寿命和腐蚀裕量。

断裂设计压力通常小于弹性设计压力。区分这两种压力的特征就是维持压力时间的相对长短。断裂设计压力是一个能相对均匀地保持数年的长期荷载条件。弹性设计压力通常是短期荷载条件，典型的是数小时，也可能是数天。由于长期操作或应力作用的结果引起蠕变破坏积累，故在断裂设计公式中使用断裂设计压力。为防止在最高压力期间管内应力过大，在弹性设计公式中使用弹性设计压力。

长期操作时，炉管应按承受断裂设计压力设计。如果在一个操作周期内，正常操作压力增大，应将最高压力作为断裂设计压力。

在接近或高于弹性许用应力和断裂许用应力曲线交叉点的温度范围内，应使用弹性设计和断裂设计两种公式，其中 δ_{\min} 的较大值作为设计值采用（见 4.5）。计算的示例见附录 I。炉管最小厚度及当量管子金属温度计算汇总在计算表（见附录 D）中。

新炉管的最小许用厚度见表 1。

本章给出的主要设计公式汇总在表 2 中。

4.2 应力公式

在弹性范围和蠕变—断裂范围两个范围内，设计公式都是根据平均直径公式求管子应力。在弹性范围内，采用弹性设计压力（ p_{el} ）和弹性许用应力（ σ_{el} ）。在蠕变—断裂范围内，则采用断裂设计压力（ p_r ）和断裂许用应力（ σ_r ）。

平均直径公式可以准确估计薄壁管（薄壁管定义见 3.2.4）内整个管壁产生屈服时的压力，平均直径公式也提供了受压管的蠕变—断裂和单轴试样之间的准确关系。所以，它是在弹性范围和蠕变—断裂范围两种条件下的理想应用公式^{[16], [17], [18], [19]}。计算应力的平均直径公式如下：

$$\sigma = \frac{p}{2} \left(\frac{D_o}{\delta} - 1 \right) = \frac{p}{2} \left(\frac{D_i}{\delta} + 1 \right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

式中：

σ —— 应力，MPa；

p —— 压力，MPa；

D_o —— 外径，mm；

D_i —— 包括腐蚀裕量在内的内径，mm；

δ —— 厚度，mm。

可由公式（1）推导出 4.3 和 4.4 中的应力厚度（ δ_σ ）公式。

4.3 弹性设计（较低温度）

弹性设计基础为：腐蚀裕量用尽之后，接近设计寿命末期时，防止在最高压力状态下（压力接近 p_{el} ）因破裂而损坏。在弹性设计中， δ_σ 和 δ_{min} （见 4.6）按下列公式计算：

$$\delta_\sigma = \frac{p_{el} D_o}{2\sigma_{el} + p_{el}} \text{ 或 } \delta_\sigma = \frac{p_{el} D_i^*}{2\sigma_{el} - p_{el}} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\delta_{min} = \delta_\sigma + \delta_{CA} \quad \dots\dots\dots (3)$$

式中：

D_i^* —— 去掉腐蚀裕量后的内径，mm；

σ_{el} —— 设计金属温度下的弹性许用应力，MPa；

δ_{CA} —— 腐蚀裕量，mm。

腐蚀裕量（ δ_{CA} ）应根据所选炉管材料的腐蚀速率和设计寿命，按下式计算，如无腐蚀速率数据时，可按表 G.1 选取，最小值不应小于表 G.1 的要求。

$$\delta_{CA} = \phi_{corr} t_{DL}$$

式中：

ϕ_{corr} —— 腐蚀速率，mm/a；

t_{DL} —— 设计寿命，a。

4.4 断裂设计（较高温度）

断裂设计基础为：在设计寿命期间，防止由于蠕变—断裂而损坏。在断裂设计中， δ_σ 和 δ_{min} （见 4.6）按下列公式计算：

$$\delta_\sigma = \frac{p_r D_o}{2\sigma_r + p_r} \text{ 或 } \delta_\sigma = \frac{p_r D_i^*}{2\sigma_r - p_r} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\delta_{min} = \delta_\sigma + f_{corr} \delta_{CA} \quad \dots\dots\dots (5)$$

式中:

σ_r ——设计金属温度及设计寿命下的断裂许用应力, MPa;

f_{corr} ——腐蚀分数, 为图 1 中 B 和 n 的函数;

$$B = \delta_{\text{CA}} / \delta_o;$$

n ——设计金属温度下的断裂指数 (见附录 E 中图示)。

腐蚀分数的推导见附录 F, 在推导过程中, 认为腐蚀裕量减小了应力, 相应增加了断裂寿命。

该公式适用于炉管, 但在特殊条件下, 如用户要求更保守的设计, 则腐蚀分数可取 1 ($f_{\text{corr}}=1$)。

4.5 中间温度范围

在温度接近或高于附录 E 图中 σ_{el} 和 σ_r 曲线交点时, 可以按弹性, 也可以按断裂考虑设计。在这个温度范围内, 应采用弹性设计和断裂设计两种设计, 取 δ_{min} 的较大值作为设计值。

4.6 最小许用厚度

新炉管 (包括腐蚀裕量) 的最小厚度 (δ_{min}) 不应小于表 1 的规定。对铁素体钢, 表中数值为 Sch. 40 平均厚度管子的最小许用厚度; 对奥氏体钢, 表中数值为 Sch. 10S 平均厚度管子的最小许用厚度 (表 5 给出了铁素体合金和奥氏体合金的种类, 附录 G. 5 给出了国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表)。最小许用厚度为平均厚度的 0.875 倍。这些最小值是根据工业实践确定的。最小许用厚度不是在役管子的报废厚度或更换厚度。

表 1 新炉管最小许用厚度

炉 管 外 径 (D_o)		最 小 厚 度 (δ_{min})			
		铁素体钢		奥氏体钢	
mm	(in)	mm	(in)	mm	(in)
60.3	(2.375)	3.4	(0.135)	2.4	(0.095)
73.0	(2.875)	4.5	(0.178)	2.7	(0.105)
76.0	(2.992)	4.5	(0.178)	2.7	(0.105)
88.9	(3.50)	4.8	(0.189)	2.7	(0.105)
101.6	(4.00)	5.0	(0.198)	2.7	(0.105)
114.3	(4.50)	5.3	(0.207)	2.7	(0.105)
127.0	(5.00)	5.7	(0.226)	3.0	(0.117)
141.3	(5.563)	5.7	(0.226)	3.0	(0.117)
152.0	(5.984)	6.2	(0.245)	3.0	(0.117)
168.3	(6.625)	6.2	(0.245)	3.0	(0.117)
219.1	(8.625)	7.2	(0.282)	3.3	(0.130)
273.1	(10.75)	8.1	(0.319)	3.7	(0.144)

4.7 最小厚度和平均厚度

最小厚度 (δ_{\min}) 按 4.3 和 4.4 的规定计算的。根据最小厚度订货的管子, 平均厚度应较大。厚度偏差在 GB 9948—1988 和 ASTM 的各个标准中均有规定。在附录 E 图中引用的大部分 ASTM 标准中, 热轧管的壁厚偏差为最小厚度的 $\left[\begin{smallmatrix} 0 \\ +28 \end{smallmatrix}\right]\%$, 冷拔管为最小厚度的 $\left[\begin{smallmatrix} 0 \\ +22 \end{smallmatrix}\right]\%$, 即分别相当于平均厚度的 $\pm 12.3\%$ 和 $\pm 9.9\%$ 。而 GB 9948—1988 和附录 E 中其它的 ASTM 标准, 则要求最小厚度必须大于平均厚度的 0.875 倍, 相对于平均厚度偏差为 $\pm 12.5\%$ 。

取偏差 $\left[\begin{smallmatrix} 0 \\ +28 \end{smallmatrix}\right]\%$, 采购最小厚度为 12.7mm 的管子, 其平均厚度应为:

$$(12.7)(1+0.28/2)=14.5\text{mm}$$

要得到最小厚度为 12.7mm 的管子, 按平均厚度偏差为 $\pm 12.5\%$ 订货, 其平均厚度应规定为:

$$(12.7)/(0.875)=14.5\text{mm}$$

所有规定的厚度均应指明是最小厚度还是平均厚度。用于确定最小厚度和平均厚度的偏差, 应为所订管子相应标准中规定的偏差。

4.8 当量管子金属温度

在蠕变—断裂范围内, 破坏的积累是实际操作温度的函数。应用中, 操作初期和末期的金属温度有很大的差别, 按最高温度设计可能会偏大, 因为实际操作温度通常都低于最高温度。

对于从操作初期 (T_{sor}) 到操作末期 (T_{eor}) 呈线性变化的金属温度, 可按下述方法计算当量管子金属温度 (T_{eq})。在当量管子金属温度下操作的管子的蠕变破坏与从操作初期温度到操作末期温度下操作的管子的蠕变破坏相同。

$$T_{\text{eq}} = T_{\text{sor}} + f_T(T_{\text{eor}} - T_{\text{sor}}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

式中:

T_{eq} —— 当量管子金属温度, $^{\circ}\text{C}$;

T_{sor} —— 操作初期管子金属温度, $^{\circ}\text{C}$;

T_{eor} —— 操作末期管子金属温度, $^{\circ}\text{C}$;

f_T —— 温度分数, 在图 2 中给出。

温度分数的推导过程见附录 F。温度分数是 V 和 N 两个参数的函数:

$$V = n_0 \left(\frac{\Delta T^*}{T_{\text{sor}}^*} \right) \ln \left(\frac{A}{\sigma_0} \right)$$

$$N = n_0 \left(\frac{\Delta \delta}{\delta_0} \right)$$

式中:

n_0 —— 在 T_{sor} 温度下的断裂指数;

ΔT^* —— 操作周期内的温度变化, $\text{K} (^{\circ}\text{R})$;

$$\Delta T^* = T_{\text{eor}} - T_{\text{sor}}$$

$$T_{\text{sor}}^* = T_{\text{sor}} + 273\text{K} \text{ (或 } T_{\text{sor}}^* = T_{\text{sor}} + 460^{\circ}\text{R)}$$

\ln —— 自然对数;

$\Delta \delta$ —— 操作周期内的厚度变化, mm ;

$$\Delta \delta = \phi_{\text{corr}} t_{\text{op}}$$

ϕ_{corr} —— 腐蚀速率, mm/a ;

t_{op} —— 操作周期, a ;

δ_0 —— 初期厚度, mm ;

σ_0 —— 初期应力，用于公式 (1)，MPa；
 A —— 材料常数，MPa。常数 A 由表 3 给出。其意义在附录 F.5 中说明。

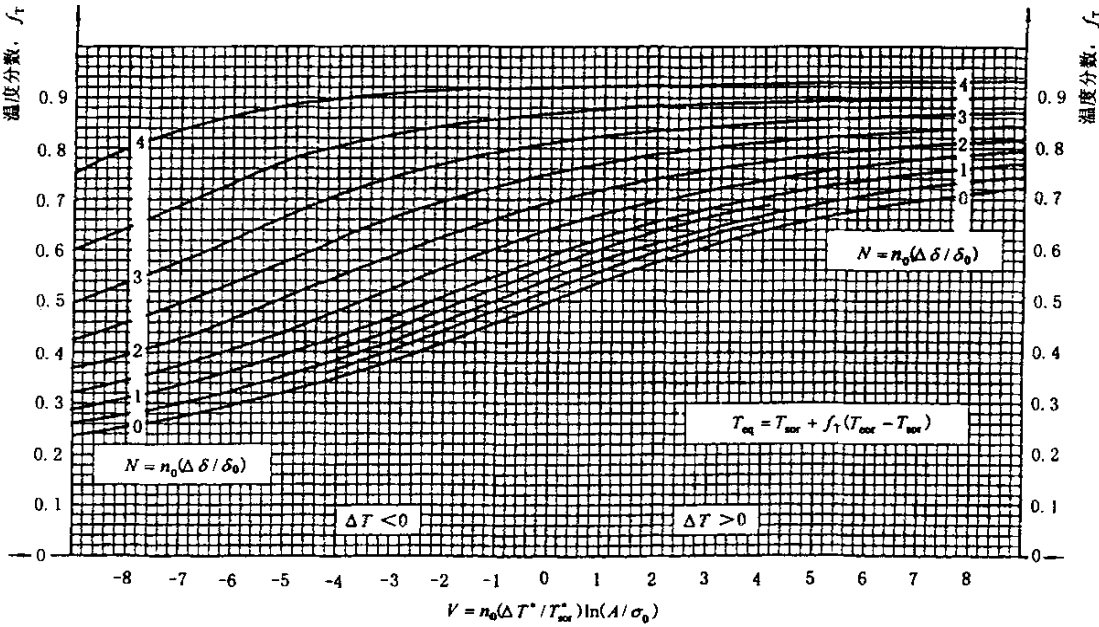


图 2 温度分数

温度分数和当量温度应按第一个操作周期的数据计算。在腐蚀速率很高的工况下，最末一个周期的温度分数将比第一个周期大。在这种情况下，温度分数和当量温度宜按最末一个周期的数据计算。
如果操作初期到末期的管子金属温度不成直线变化，采用图 2 给出的 f_T 值应进行校核。
应注意管子的计算厚度是当量温度的函数，反过来当量温度又是厚度的函数（通过最初应力）。需进行反复猜算才能达到设计要求（见 I.4 中计算示例）。

表 2 计算公式汇总

弹性设计（较低温度）	$\delta_\sigma = \frac{p_d D_o}{2\sigma_d + p_d} \text{ 或 } \delta_\sigma = \frac{p_d D_i^*}{2\sigma_d - p_d} \dots\dots\dots (2)$
	$\delta_{\min} = \delta_\sigma + \delta_{CA} \dots\dots\dots (3)$
断裂设计（较高温度）	$\delta_\sigma = \frac{p_r D_o}{2\sigma_r + p_r} \text{ 或 } \delta_\sigma = \frac{p_r D_i^*}{2\sigma_r - p_r} \dots\dots\dots (4)$

表 2（续） 计算公式汇总

$$\delta_{\min} = \delta_0 + f_{\text{corr}} \delta_{\text{CA}} \dots\dots\dots (5)$$

式中：

- δ_0 —— 应力厚度，mm；
- p_d —— 弹性设计压力（表压），MPa；
- p_r —— 断裂设计压力（表压），MPa；
- D_o —— 外径，mm；
- D_i —— 去掉腐蚀裕量后的内径，mm；
- σ_d —— 设计金属温度下的弹性许用应力，MPa；
- σ_r —— 设计金属温度及设计寿命下的断裂许用应力，MPa；
- δ_{\min} —— 包括腐蚀裕量在内的最小厚度，mm；
- δ_{CA} —— 腐蚀裕量，mm；
- f_{corr} —— 腐蚀分数，为图 1 中 B 和 n 的函数：
$$B = \delta_{\text{CA}} / \delta_0$$
- n —— 设计金属温度下的断裂指数。

当量管子金属温度

$$T_{\text{eq}} = T_{\text{sor}} + f_T (T_{\text{eor}} - T_{\text{sor}}) \dots\dots\dots (6)$$

- ΔT^* —— 操作周期内的温度变化，K；
$$\Delta T^* = T_{\text{eor}} - T_{\text{sor}}$$
- T_{sor} —— 操作初期管子金属温度，℃；
- T_{eor} —— 操作末期管子金属温度，℃；
$$T_{\text{sor}}^* = T_{\text{sor}} + 273\text{K}$$
- A —— 材料常数（MPa），由表 3 给出；
- σ_0 —— 初期应力，用于公式（1），MPa；
- $\Delta \delta$ —— 操作周期内的厚度变化，mm；
$$\Delta \delta = \phi_{\text{corr}} t_{\text{op}}$$
- δ_0 —— 初期厚度，mm；
- ϕ_{corr} —— 腐蚀速率，mm/a；
- t_{op} —— 操作周期，a。

表 3 计算温度分数用的材料常数

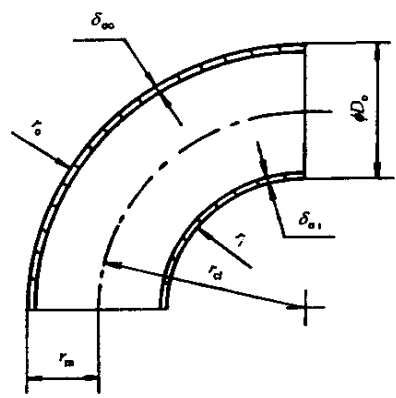
材 料	型号或类别	常 数 A	
		MPa	(psi)
低碳钢	—	7.46×10^5	(1.08×10^6)
中碳钢	B	2.88×10^5	(4.17×10^5)

表 3 (续) 计算温度分数用的材料常数

材 料	型号或类别	常 数 A	
		MPa	(psi)
C- $\frac{1}{2}$ Mo 钢	T1 或 P1	2.01×10^7	(2.91×10^9)
1- $\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢	T11 或 P11	5.17×10^7	(7.49×10^9)
2- $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 钢	T22 或 P22	8.64×10^6	(1.25×10^9)
3Cr-1Mo 钢	T21 或 P21	2.12×10^6	(3.07×10^8)
5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢	T5 或 P5	5.49×10^6	(7.97×10^8)
5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo-Si 钢	T5b 或 P5b	2.88×10^6	(4.18×10^8)
7Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢	T7 或 P7	1.64×10^6	(2.37×10^8)
9Cr-1Mo 钢	T9 或 P9	7.54×10^5	(1.09×10^8)
9Cr-1Mo-V 钢	T91 或 P91	2.23×10^6	(3.24×10^8)
18Cr-8Ni 钢	304 或 304H	1.55×10^6	(2.25×10^8)
16Cr-12Ni-2Mo 钢	316 或 316L	1.24×10^6	(1.79×10^8)
16Cr-12Ni-2Mo 钢	316L	1.37×10^6	(1.99×10^8)
18Cr-10Ni-Ti 钢	321	1.32×10^6	(1.92×10^8)
18Cr-10Ni-Ti 钢	321H	2.76×10^5	(4.00×10^7)
18Cr-10Ni-Nb ^a 钢	347 或 347H	1.23×10^6	(1.79×10^8)
Ni-Fe-Cr	Alloy 800H/800HT	1.03×10^5	(1.50×10^7)
25Cr-20Ni	HK40	2.50×10^5	(3.63×10^7)
^a 以前称为 Cb。			

4.9 急弯弯管和弯管

下述设计方法,适用于位于炉膛内并在弹性范围内操作的奥氏体不锈钢急弯弯管和弯管(见图3)。在这种工况下,许用应力的变化与温度关系不大。如果适用,这个设计方法也可应用于其它工况。



r_o —— 外半径;
 r_i —— 内半径。

图 3 急弯弯管和弯管几何图形

急弯弯管或弯管的应力变化远比直管复杂。在相同厚度的情况下，弯管内半径处的环向应力高于直管。在上述情况下，弯管内半径处所需最小厚度就可能大于与之相连炉管的厚度。

因为推制急弯弯管的制造方法使内半径处的厚度较大，所以在大部分情况下，该处能承受较高的应力而不致破坏。

沿弯管内半径处的环向应力 (σ_i) 按下式计算：

$$\sigma_i = \frac{2r_{cl} - r_m}{2(r_{cl} - r_m)} \sigma \dots\dots\dots (7)$$

式中：

- σ_i —— 弯管内半径处的环向应力，MPa；
- r_{cl} —— 弯管中心线半径，mm；
- r_m —— 弯管平均半径，mm；
- σ —— 应力，由公式 (1) 求得，MPa。

沿弯管外半径处的环向应力 σ_o 按下式计算：

$$\sigma_o = \frac{2r_{cl} + r_m}{2(r_{cl} + r_m)} \sigma \dots\dots\dots (8)$$

式中：

- σ_o —— 弯管外半径处的环向应力，MPa。

近似地可取 r_m 等于 $D_o/2$ ，公式 (7) 则可求解内半径处的应力厚度。弹性设计的应力厚度按下式计算：

$$\delta_{oi} = \frac{D_o p_{cl}}{2N_i \sigma_{el} + p_{cl}} \dots\dots\dots (9)$$

式中：

- δ_{oi} —— 弯管内半径处的应力厚度，mm；
- σ_{el} —— 设计金属温度下弹性许用应力，MPa。

$$N_i = \frac{4(r_{cl}/D_o)-2}{4(r_{cl}/D_o)-1} \dots\dots\dots (10)$$

设计金属温度应为内半径处估算温度加上适当的温度裕量。

应用上述的近似方法，公式（8）可求解外半径处的应力厚度。弹性设计的应力厚度按下式计算：

$$\delta_{eo} = \frac{D_o p_{el}}{2N_o \sigma_{el} + p_{el}} \dots\dots\dots (11)$$

式中：

δ_{eo} —— 弯管外半径处的应力厚度，mm；

σ_{el} —— 设计金属温度下弹性许用应力，MPa。

$$N_o = \frac{4(r_{cl}/D_o)+2}{4(r_{cl}/D_o)+1} \dots\dots\dots (12)$$

设计金属温度应为外半径处估算温度加上适当的温度裕量。

内半径处的最小厚度（ δ_{ei} ）和外半径处的最小厚度（ δ_{eo} ）应用公式（9）和（11）计算。最小计算厚度应再加上腐蚀裕量（ δ_{CA} ）。

沿弯管中性轴上的最小厚度与直管相同。

这种设计方法适用于位于炉膛内、操作温度与直管接近的急弯弯管和弯管。但这种方法不适用于位于弯头箱内的管件，因为这些配件在较低的温度下操作。诸如水压试验压力等其它因素也能影响位于弯头箱内管件的设计。

5 许用应力

5.1 概述

各种炉管合金的许用应力与设计金属温度的关系图见附录 E 图 E. 1 至图 E. 19。图中所示数值仅推荐用于炉管设计。这些图中表示了两种不同的许用应力：弹性许用应力和断裂许用应力。这些许用应力的依据在 5.2 和 5.3 中给出（也可见 3.2.3）。

5.2 弹性许用应力

铁素体钢的弹性许用应力（ σ_{el} ）为相应温度下屈服强度的 2/3，奥氏体钢为相应温度下屈服强度的 90%。屈服强度数据的来源见附录 H。

如果在特殊情况下采用不同的设计依据，该依据则应由用户说明，并应从屈服强度推算出所采用的弹性许用应力。

5.3 断裂许用应力

断裂许用应力（ σ_r ）等于给定设计寿命内最小断裂强度的 100%。附录 H 定义了最小断裂强度并给出了数据来源。20 000h、40 000h、60 000h 及 100 000h 断裂许用应力是由图 E. 1 至图 E. 19 右边所示的拉森-米勒尔参数曲线推出的。对图示以外的设计寿命，相应断裂许用应力应根据拉森-米勒尔

参数曲线的最小断裂强度推算（见 5.6）。

如果采用不同的设计依据，该依据则应由用户说明，并应从拉森-米勒尔参数曲线的最小或平均断裂强度推算出所采用的断裂许用应力。如果得出的断裂许用应力大于设计寿命下的最小断裂强度，则应考虑蠕变变形对炉管设计公式的影响。

5.4 断裂指数

图 E.1 至图 E.19 给出了断裂指数（*n*）与设计金属温度的关系。断裂指数用于蠕变—断裂范围内的设计（见 4.4），断裂指数的意义见 H.4。

5.5 屈服强度和抗拉强度

图 E.1 至图 E.19 也给出了屈服强度和抗拉强度。这些曲线仅供参考，资料来源见附录 H。

5.6 拉森-米勒尔参数曲线

在图 E.1 至图 E.19 的右边画出了 100 000h 最小断裂强度和平均断裂强度与拉森-米勒尔参数的关系。拉森-米勒尔参数是根据设计管子金属温度（*T_d*，℃）和设计寿命（*t_{DL}*，h）计算的，方法如下：

$$(T_d + 273)(C_{LM} + \lg t_{DL}) \times 10^{-3}$$

拉森-米勒尔常数 *C_{LM}* 在曲线中有说明（曲线的详细说明见 H.3）。

最小断裂强度曲线与对应的拉森-米勒尔参数可以确定任何设计寿命下的断裂许用应力。这些曲线不能用于确定比表 4 和图 E.1 至图 E.19 中给出的极限设计金属温度更高的温度下的断裂许用应力。另外，这些曲线对于寿命小于 20 000h 或大于 200 000h 断裂许用应力可能不够准确（见 H.3）。

最小和平均断裂强度曲线都可以用于计算炉管的剩余寿命，如附录 A 所示。

表 4 炉管合金极限设计金属温度

材 料	型号或类别	极限设计金属温度		临界温度下限	
		℃	℉	℃	℉
碳钢	B	540	(1 000)	720	(1 325)
C-½Mo 钢	T1 或 P1	595	(1 100)	720	(1 325)
1¼Cr-½Mo 钢	T11 或 P11	595	(1 100)	775	(1 430)
2¼Cr-1Mo 钢	T22 或 P22	650	(1 200)	805	(1 480)
3Cr-1Mo 钢	T21 或 P21	650	(1 200)	815	(1 500)
5Cr-½Mo 钢	T5 或 P5	650	(1 200)	820	(1 510)
5Cr-½Mo-Si 钢	T5b 或 P5b	705	(1 300)	845	(1 550)
7Cr-½Mo 钢	T7 或 P7	705	(1 300)	825	(1 515)
9Cr-1Mo 钢	T9 或 P9	705	(1 300)	825	(1 515)
9Cr-1Mo-V 钢	T91 或 P91	650 ^a	(1 200 ^a)	830	(1 525)
18Cr-8Ni 钢	304 或 304H	815	(1 500)	—	—
16Cr-12Ni-2Mo 钢	316 或 316H	815	(1 500)	—	—

表 4（续） 炉管合金极限设计金属温度

材 料	型号或类别	极限设计金属温度		临界温度下限	
		℃	℉	℃	℉
16Cr-12Ni-2Mo 钢	316L	815	(1 500)	—	—
18Cr-10Ni-Ti 钢	321 或 321H	815	(1 500)	—	—
18Cr-10Ni-Nb 钢	347 或 347H	815	(1 500)	—	—
Ni-Fe-Cr	Alloy800H/800HT	985 ^a	(1 800 ^a)	—	—
25Cr-20Ni	HK40	1 010 ^a	(1 850 ^a)	—	—
^a 该值为断裂强度数据可靠值的上限。这些材料通常用于温度较高、内压很低且达不到断裂强度控制设计范围的炉管。					

5.7 极限设计金属温度

表 4 列出了各种炉管合金的极限设计金属温度。极限设计金属温度是断裂强度数据可靠值的上限。当温度达到临界温度下限以下 30℃ 的高温时，可允许如蒸汽—空气清焦或再生等短时间的操作，在较高温度下操作时会导致合金显微结构的变化。铁素体钢的临界温度下限列于表 4 中，奥氏体钢无临界温度下限。从其它方面考虑，如氧化、石墨化、渗碳和氢浸蚀等，均可要求较低的操作温度限制。设计炉管时应考虑这些因素。

5.8 许用应力曲线

图 E. 1 至图 E. 19 给出了最普通的加热炉炉管合金的弹性许用应力和断裂许用应力。这些曲线的来源在附录 H 中给出。表 5 列出了每种合金的许用应力曲线图号。

表 5 许用应力曲线图索引

	图 号	合 金
铁素体钢	E. 1 ^b	低碳钢 (A161, A192)
	E. 2	中碳钢 (A53 B, A106 B, A210 A-1)
	E. 3 ^b	C-½Mo
	E. 4 ^a	1¼Cr-½Mo
	E. 5 ^a	2¼Cr-1Mo
	E. 6 ^a	3Cr-1Mo
	E. 7 ^a	5Cr-½Mo
	E. 8	5Cr-½Mo-Si
	E. 9 ^a	7Cr-½Mo
	E. 10 ^a	9Cr-1Mo
	E. 11	9Cr-1Mo-V

表 5（续） 许用应力曲线图索引

	图 号	合 金
奥氏体钢	E. 12 ^c	18Cr-8Ni (304 和 304H)
	E. 13 ^c	16Cr-12Ni-2Mo (316 和 316H)
	E. 14	16Cr-12Ni-2Mo (316L)
	E. 15 ^c	18Cr-10Ni-Ti (321)
	E. 16 ^c	18Cr-10Ni-Ti (321H)
	E. 17 ^c	18Cr-10Ni-Nb (347 和 347H)
	E. 18	Ni-Fe-Cr (Alloy 800H/800HT)
	E. 19	25Cr-20Ni (HK40)
<p>^a 图中虚线表示 A200 的弹性许用应力，这些图中未表示出 A200 的屈服强度。A200 的屈服强度为图示屈服强度的 83%。A200 的抗拉强度、断裂许用应力、断裂强度和断裂指数均与 A213、A335 相同。ASTMA 200 于 1999 年废止，被 ASTM A 213/A 213M 取代。</p> <p>^b ASTM A 161 于 1999 年废止，被 ASTM A 192/A 192M 和 ASTM A 209/A 209M 取代。</p> <p>^c ASTM A 271 于 1999 年废止，被 ASTM A 213/A 213M 取代。</p>		

附 录 A
(资料性附录)

炉管剩余寿命的估算

A.1 概述

图 E.1 至图 E.19 中所作的讨论除用于新炉管的设计外,还可以用来帮助解答有关蠕变—断裂范围内的在役炉管的重新评定和报废问题。本附录阐述如何确定炉管破坏程度和炉管剩余寿命估算。由于在这些计算中包括各种难以确定的因素,故决定管子报废不应仅凭这些计算结果。在决定炉管报废时,诸如管子厚度或直径的检测应是主要考虑的因素。

这些计算中难以确定的因素有三个主要方面:第一,应该根据以往的操作条件如操作压力、管子金属温度和腐蚀速率的变化情况来估算管子累积的损伤情况(寿命用尽分数)。这些因素的不确定性,特别是温度,对估算的影响特别大。第二,对给定管子的实际断裂强度的了解不够精确。A.2 的计算实例就说明了这种不精确的影响。第三,必须考虑 F.2 中所述的炉管破坏规律,但是,如 F.2 所述,这个假定的限制还不太清楚。尽管还有这些不确定因素,采用本附录所述的方法进行估算,还是可以提供帮助确定有关重新评定和报废的资料。

本计算方法实际上可以概括如下:管子过去的操作按时间分成几个周期,每个周期的压力、金属温度和腐蚀速率假定不变。对每个周期可算出每个周期的寿命用尽分数。这些寿命用尽分数之和即为管子累积破坏总值。剩余分数则可由 1 减去这个总值计算出来。最后,可将这个剩余寿命分数转换为在规定操作条件下的预期寿命的估算值。

A.2 管子累积破坏的估算

由于估算破坏所需的概念已在本标准其它部分中阐述,这里不再重复。计算方法最好是通过一个实例加以说明。实例假定条件如下:

材质:18Cr-10Ni-Nb (347 型), 不锈钢

外径:168.3mm

起始最小厚度:6.8mm

管子过去的操作工况假定如表 A.1 所示。

表 A.1 管子过去操作工况

操作周期	持续时间 ^a a	操作压力(表) MPa	管壁金属温度 ℃	最 小 厚 度	
				操 作 初 期 mm	操 作 末 期 mm
1	1.3	3.96	649	6.81	6.40
2	0.6	4.27	665	6.40	6.20
3	2.1	4.07	660	6.20	5.51
4	2.0	4.34	665	5.51	4.83
^a “a” 是国际单位制中“年”的符号。					

各操作周期时间长短不同。实际加热炉中，操作压力和金属温度也是变化的。然而，在本例中，假定每个周期期间都是不变的。每个周期选用的数值都是有代表性的典型值。操作周期长短的选定取决于压力和温度的变化。

炉管厚度必须接近以往操作的实际数值。这些历史数据通常都是从开工前和日常炉管检测期间厚度检测推算出的。对所有这些估算，都假定外径保持不变。

利用这些数据，则可计算出表 A. 2 所示的寿命分数。

对于经受腐蚀的炉管，可推导出类似于公式 (F. 8) 的寿命分数公式，然而，由于用每个周期的平均应力（即操作周期的初期和末期的应力平均值）计算已达到足够的准确，可不必再推导类似公式。

表 A. 2 中最小和平均拉森-米勒尔值是由图 E. 1~E. 19 中最小和平均断裂强度拉森-米勒尔参数曲线所用的平均应力而确定的。对本实例，采用图 E. 17。

采用这些拉森-米勒尔值和每个周期的金属温度，拉森-米勒尔参数公式可解出断裂时间。该公式示意于图 E. 1~E. 19 的顶部。由于该式给出的断裂时间为小时，故必须换算成年。根据最小断裂强度和平均断裂强度得出的断裂时间列于表 A. 2。

以下实例说明如何计算第一操作周期的最小强度断裂寿命 t_r 。计算公式如下：

$$19.06=(649+273)(15+\lg t_r)\times 10^{-3}$$

或

$$\lg t_r=5.67$$
$$t_r=4.73\times 10^5\text{ h}=54.0a$$

寿命分数可简单地由操作周期的时间（年限）除以该周期的相应断裂寿命而得出。采用上述计算的最小断裂寿命，表 A. 2 中第一周期的寿命分数则为 $1.3/54.0=0.02$ ，累积破坏则为各寿命分数之和。

断裂强度不准确性的影响在表 A. 2 中已很明显。如该管子的实际断裂强度在分布带的较低部分（接近最小断裂强度），则管子寿命的 64% 被用去。如管子的实际强度在分布带的中部（接近平均断裂强度），则管子的寿命仅用了 23%。如实际断裂强度更高，则管子寿命消耗量更小。

表 A. 2 每个周期的寿命分数

操作 周期	平 均 应 力 MPa	拉森-米勒尔值		按最小强度计算的 断裂寿命		按平均强度计算的 断裂寿命	
		最小 ℃	平均 ℃				
				a	寿 命 分 数	a	寿 命 分 数
1	48.52	19.06	19.48	54.0	0.02	154.8	0.01
2	54.91	18.83	19.25	13.1	0.05	35.8	0.02
3	56.66	18.77	19.19	15.0	0.14	42.1	0.05
4	68.78	18.41	18.83	4.7	0.43	13.1	0.15
—			累积破坏=		0.64	—	0.23

操作温度不准确性的影响也能计算。假定该管子的实际金属温度比表 A. 1 所示高出 5℃。为了估算这个温差的影响，可用这个稍高的温度计算表 A. 2 的寿命分数。相应的累积破坏分数分别为 0.81

和 0.28。这就可以与第一次计算的 0.64 和 0.23 相比较。

A.3 管子剩余寿命估算

如 A.2 一样，该计算方法最好用实例加以说明。本实例采用表 A.1 和 A.2 的结果。该管子的剩余寿命分数如下：

按最小断裂强度： $1-0.64=0.36$

按平均断裂强度： $1-0.23=0.77$

这些数据可以换算成规定条件下的预期寿命。

就这一点可以提出如下有关问题：

- a) 在给定的操作应力、金属温度和腐蚀速率下估算的寿命是多少？
- b) 在规定的操作压力和腐蚀速率下，为使炉管继续使用一段时间所建议的温度限制是多少？
- c) 为使预期寿命延长一个给定的百分数，操作压力或金属温度应该降低多少？

在本附录中，并非所有问题都能回答，但是从下列实例可清楚地给出解答这些问题的方法。

该实例中，预期的操作条件如下：

操作压力（表）：4.27MPa

金属温度：660℃

腐蚀速率：0.33mm/a

由这些数值可算出如表 A.3 所示在最小断裂强度下和如表 A.4 所示在平均断裂强度下的未来寿命分数表。如前所述，平均应力是每个操作初期和操作末期的应力平均值。

由于实例中的管子是经受腐蚀的，寿命估算则应分步计算。对该实例，每步为 1 年。从两个表中可看出，估算这根管子的寿命在 1.5a~4.5a 之间。如果断裂强度位于分布带上部（平均断裂强度之上），则估算寿命要更长一些。

对无腐蚀的管子，估算寿命很容易。可按上述方法由预期的应力和温度计算断裂寿命。用剩余分数乘以断裂寿命可很容易地估算剩余寿命。在这种情况下，可不用表 A.3 和表 A.4。

上述示例阐述了解答 A.3 提出的问题 a)，即在规定的操作条件下估算的寿命是多少的方法。对问题 b)，关于在规定的压力、腐蚀速率和最小寿命下的温度限制可回答如下：用压力和腐蚀速率计算平均应力，由图 E.1~E.19 中的曲线用平均应力能得出拉森-米勒尔值。用该值和断裂寿命，由拉森-米勒尔参数公式可求解出最高温度，断裂寿命是用要求的寿命除以剩余寿命分数计算的。其它问题可用同样的方法解决。

表 A.3 最小强度下的未来寿命分数

时 间 a	最小厚度 mm	平均应力 MPa	最小 拉森-米勒尔值 ℃	断裂时间 a	寿命分数	剩余分数
0	4.83	—	—	—	—	0.36
1	4.50	74.99	18.25	4.1	0.24	0.12
1.5	4.34	79.19	18.14	3.1	0.16	-0.04

表 A.4 平均强度下的未来寿命分数

时 间 a	最小厚度 mm	平均应力 MPa	最小 拉森-米勒尔值 ℃	断裂时间 a	寿命分数	剩余分数
0	4.83	—	—	—	—	0.77
1	4.50	74.99	18.66	11.4	0.09	0.68
2	4.17	80.87	18.53	8.2	0.12	0.56
3	3.84	87.74	18.37	5.5	0.18	0.38
4	3.51	95.84	18.22	3.8	0.26	0.12
4.5	3.35	102.76	18.07	2.6	0.19	-0.07

附录 B

(资料性附录)

辐射段最高管子温度的计算

B.1 概述

本附录提供一个计算辐射段最高管子金属(管壁)温度的方法。B.2 给出计算流体膜传热系数的关系式。B.3 给出计算最高局部热强度的方法。B.4 介绍了计算管壁温度和管壁温度分布的公式。B.5 的计算实例说明了这些公式的用法。

B.2 传热系数

计算管子金属最高温度必需的数据是管子内壁流体传热系数。虽然下列关系式在加热炉设计中已广泛使用和认可。但采用简化的关系式用来描述复杂的关系是不够正确的。

对单相流体,可采用下列两个公式中的一个来计算,其中 Re 为雷诺数, Pr 为普朗特准数。由于层流状态在工艺加热炉中很少出现,故关系式中未包括层流传热系数。有关计算工艺加热炉中常用的管内油品层流状态的内膜传热系数的计算还缺乏可靠的资料。

由参考文献[35],对 $Re > 10\,000$ 的液相流:

$$K_l = 0.023 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) Re^{0.8} Pr^{0.33} \left(\frac{\mu_{f,T_b}}{\mu_{f,T_w}} \right)^{0.14} \quad \text{..... (B.1)}$$

由参考文献[36],对 $Re > 15\,000$ 的汽相流:

$$K_v = 0.021 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5} \quad \text{..... (B.2)}$$

$$Re = \frac{D_i q_{mA}}{\mu_{f,T_b}} \quad \text{..... (B.3)}$$

$$Pr = \frac{c_p \mu_{f,T_b}}{\lambda_{f,T_b}} \quad \text{..... (B.4)}$$

式中:

K_l ——液相传热系数, $W/(m^2 \cdot K)$;

K_v ——汽相传热系数, $W/(m^2 \cdot K)$;

λ_{f,T_b} ——在平均温度下流体的热导率, $W/(m \cdot K)$;

D_i ——管内径, m ;

μ_{f,T_b} ——流体在平均温度下的绝对粘度, $Pa \cdot s$;

μ_{f,T_w} ——流体在管壁温度下的绝对粘度, $Pa \cdot s$;

T_b —— 汽相的绝对平均温度, K;

T_w —— 汽相的绝对管壁温度, K;

q_{mA} —— 流体的质量流速, $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$;

c_p —— 流体在平均温度下的比热, $\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$ 。

除 μ_{f,T_w} 外, 所有材料的性质都是按在流体平均温度下计算的。

对两相流体, 可采用下式近似计算传热系数:

$$K_{2p} = K_l w_l + K_v w_v \quad \dots\dots\dots (\text{B. 5})$$

式中:

K_{2p} —— 两相流体传热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;

w_l —— 液相质量分数;

w_v —— 汽相质量分数。

液相和汽相传热系数 K_l 和 K_v , 应按混相的质量流速进行计算, 但分别采用液相和汽相的物理性质。

注: 在由于汽相中携带有细小液滴而出现分散流或雾状流的两相流中(如减压炉出口附近), 传热系数可用公式(B. 2) 汽相的关系式并按总流量来计算, 而不采用公式(B. 5)。

B. 3 最高局部热强度

加热炉辐射段(或辐射段的一个区)的平均热强度等于该段或该区的热负荷除以该段或该区盘管的总外表面积。在盘管任一点的最高局部热强度可由平均热强度来计算。用最高局部热强度和 B. 4 中的公式来计算最高金属温度。

由于沿每根炉管的圆周和长度的不均匀性, 整个加热炉的局部热强度变化也很大。由于其它管子的遮蔽或炉管布置靠近炉墙而引起辐射热强度的变化会产生周向热强度的差异。沿炉管周向导热和烟气的对流流动可使周向热强度的差别趋向于减少。纵向热强度的差异是由于距燃烧器的距离不同和辐射燃烧室及流体平均温度的不同而引起的。除了辐射段的这些差异外, 加热炉遮蔽段的炉管还有较高的对流热强度。

盘管任一点的最高热强度可按下式计算:

$$q_{R,\max} = F_{\text{cir}} \cdot F_L \cdot F_T \cdot q_{R,\text{ave}} + q_{\text{conv}} \quad \dots\dots\dots (\text{B. 6})$$

式中:

$q_{R,\max}$ —— 外表面最高辐射热强度, W/m^2 ;

F_{cir} —— 周向热强度不均匀系数;

F_L —— 纵向热强度不均匀系数;

F_T —— 管子金属温度对辐射热强度的影响系数;

$q_{R,\text{ave}}$ —— 外表面平均辐射热强度, W/m^2 ;

q_{conv} —— 外表面平均对流热强度, W/m^2 。

图 B.1 中以管心距与盘管排列形式的函数关系给出了周向不均匀系数 F_{cir} 。该图中给出的系数是炉管向火面的最高局部热强度与管周平均热强度的比值。该图是仅参考辐射传热得出的。如上所述,周向导热及烟气对流作用的影响会使这个系数减小。因为这些影响在本计算中未包括,计算值会比实际最高热强度高出一些。

纵向不均匀系数 F_L 难以确定。通常该值多在 1.0~1.5 间选用。在热强度分布很均匀的炉膛内,该值可取 1.0。热强度很不均匀的炉膛内(只有一端燃烧器的又高或又长、狭窄的炉膛)该系数可取大于 1.5 的值。

管子金属温度系数 F_T , 在靠近盘管出口或最高金属温度处小于 1.0, 在管子金属温度较低的部分大于 1.0。在大多数场合下, 该系数可按式估算:

$$F_T = \left(\frac{T_{g,\text{ave}}^{*4} - T_{tm}^{*4}}{T_{g,\text{ave}}^{*4} - T_{tm,\text{ave}}^{*4}} \right) \dots\dots\dots (\text{B.7})$$

式中:

$T_{g,\text{ave}}^*$ —— 辐射段烟气平均温度, K;

T_{tm}^* —— 所考虑点的管子金属温度, K;

$T_{tm,\text{ave}}^*$ —— 辐射段管子金属平均温度, K。

通常辐射段大部分的对流热强度比辐射热强度小。然而在遮蔽段, 对流热强度可能要大, 因此, 在估算遮蔽段的最高热强度时, 应把对流热强度加到辐射热强度上。

B.4 最高管壁金属温度

除传热系数和最高热强度外, 计算加热炉辐射段最高管壁金属温度还需要知道盘管内流体的温度分布情况。该温度分布情况通常是由加热炉供应商计算的, 描述了流体平均温度在加热炉盘管内的变化。在设计条件下或接近设计条件下操作时, 可采用设计的分布数据。对于明显不同于设计的操作, 则应计算流体平均温度分布。

只要已知盘管任一点的流体平均温度, 则可用下式计算最高管壁金属温度:

$$T_{\text{max}} = T_{\text{bf}} + \Delta T_{\text{ff}} + \Delta T_{\text{coke}} + \Delta T_{\text{tw}} \dots\dots\dots (\text{B.8})$$

$$\Delta T_{\text{ff}} = \frac{q_{\text{R,max}}}{K_{\text{ff}}} \left(\frac{D_o}{D_i - 2\delta_{\text{coke}}} \right) \dots\dots\dots (\text{B.9})$$

$$\Delta T_{\text{coke}} = \frac{q_{\text{R,max}} \delta_{\text{coke}}}{\lambda_{\text{coke}}} \left(\frac{D_o}{D_i - \delta_{\text{coke}}} \right) \dots\dots\dots (\text{B.10})$$

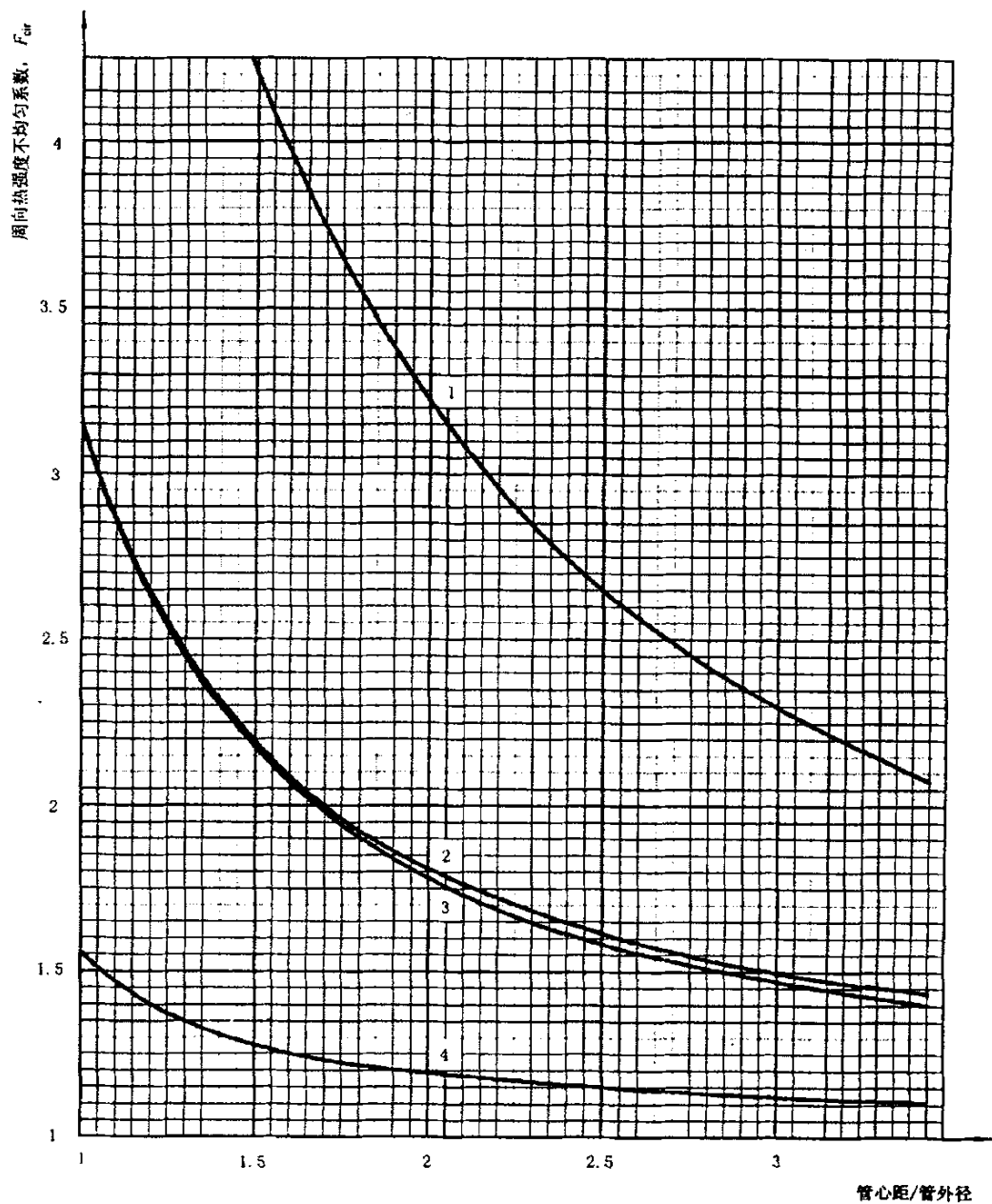
$$\Delta T_{tw} = \frac{q_{R,max} \delta_{t,ave}}{\lambda_{tm}} \left(\frac{D_o}{D_o - \delta_{t,ave}} \right) \dots\dots\dots (B. 11)$$

式中:

- T_{max} —— 最高管壁金属温度, °C;
- T_{bf} —— 流体体积平均温度, °C;
- ΔT_{ff} —— 通过流体膜温差, °C;
- ΔT_{coke} —— 通过焦层或垢层温差, °C;
- ΔT_{tw} —— 管壁温差, °C;
- $q_{R,max}$ —— 外表面最高热强度, W/m²;
- K_{ff} —— 流体膜传热系数, W/(m²·K);
- D_o —— 管子外径, m;
- D_i —— 管子内径, m;
- δ_{coke} —— 焦层或垢层厚度, m;
- λ_{coke} —— 焦层或垢层热导率, W/(m·K);
- $\delta_{t,ave}$ —— 管子平均厚度, m;
- λ_{tm} —— 管子金属热导率, W/(m·K)。

公式 (B. 10) 和 (B. 11) 中, 括号内分母分别为焦层和管子的平均直径。焦层或垢层对金属温度的影响可用公式 (B. 10) 计算。

公式 (B. 11) 内所用管子材料的热导率应按平均管壁温度计算, 对铸造管, 公式 (B. 11) 中, $\delta_{t,ave}$ 应采用名义铸造厚度。



图例:

- 1——双排管三角形排列，一面辐射，一面反射；
- 2——双排管双面辐射，排心距两倍直径（管子等距离）；
- 3——单排管，一面辐射，一面反射；
- 4——单排管，双面辐射。

这些曲线适用于管子中心距耐火墙的距离为 1.5 倍管子名义直径。如距离与此值相差较大需另作考虑。

注 1: 这些曲线未考虑对炉管的对流传热、管壁周向热传导或辐射段不同区域内热强度的变化。

注 2: 这些曲线根据 H. C. Hottel 数据绘制，见参考文献[35]第 69 页。

图 B. 1 最高局部热强度与平均热强度比值

B.5 计算示例

下列计算示例可说明如何使用上条给出的公式。

在所考虑的加热炉中，炉管为靠炉壁排列的单排中碳钢管。加热炉其他方面特性如下：

$$\text{管心距} = 203.2 \text{ mm}$$

$$D_o = 114.3 \text{ mm}$$

$$\delta_{t,ave} = 6.4 \text{ mm}$$

$$D_i = 101.6 \text{ mm}$$

$$\delta_{coke} = 0 \text{ mm}$$

$$\lambda_{tm} = 42.4 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}, \text{ 假定管壁金属温度为 } 380^\circ\text{C 时。}$$

管内流体为两相，汽相质量分数为 10%，其他操作条件如下：

$$\text{流率 (液、汽相之和)} = 6.3 \text{ kg/s}$$

$$T_b = 271^\circ\text{C}$$

$$q_{R,ave} = 31\,546 \text{ W/m}^2$$

在平均温度下液相的性质如下：

$$\mu_{f,T_b} = 2.0 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$$

$$\lambda_{f,T_b} = 0.1163 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$$

$$c_{p,f} = 2\,847 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$$

在平均温度下汽相性质如下：

$$\mu_{v,T_b} = 7.0 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}$$

$$\lambda_{v,T_b} = 0.0346 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$$

$$c_{p,v} = 2\,394 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$$

根据内径，可计算其流通面积等于 $8.107 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ 。采用总流量：

$$q_{mA} = 6.3 / (8.107 \times 10^{-3}) = 777.1 \text{ kg/(m}^2 \cdot \text{s)}$$

按公式 (B.3)，雷诺数为：

对液相：

$$Re = \frac{(0.1016)(777.1)}{0.002} = 3.95 \times 10^4$$

对汽相：

$$Re = \frac{(0.1016)(777.1)}{7.0 \times 10^{-6}} = 1.13 \times 10^7$$

按公式 (B.4) 普朗特数为：

对液相：

$$Pr = \frac{(2\,874)(0.002)}{0.1163} = 49.0$$

对汽相：

$$Pr = \frac{(2\ 359)(7.0 \times 10^{-6})}{0.034\ 6} = 0.485$$

对液体，假定：

$$\left(\frac{\mu_{f,T_b}}{\mu_{f,T_c}} \right)^{0.14} = 1.1$$

对汽体，假定：

$$\left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5} = 0.91$$

这些假定将在以后校核。采用公式 (B.1)：

$$K_l = 0.023 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) (3.94 \times 10^4)^{0.8} (49.0)^{0.33} (1.1) = 433.8 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right)$$

采用公式 (B.2)：

$$K_v = 0.021 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) (1.12 \times 10^7)^{0.8} (0.486)^{0.4} (0.91) = 6\ 242 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right)$$

因此：

$$K_l = 433.8 \left(\frac{0.116\ 3}{0.101\ 6} \right) = 497 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$$

$$K_v = 6\ 242 \left(\frac{0.034\ 6}{0.101\ 6} \right) = 2\ 126 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$$

采用公式 (B.5) 计算两相流传热系数：

$$K_{2p} = (0.90)K_l + (0.10)K_v = (0.90)(497) + (0.10)(2\ 126) = 659.9 \text{ W/(m}^2 \cdot \text{K)}$$

管心距对管径之比为：

$$\frac{203.2}{114.3} = 1.78$$

由图 B.1, $F_{cir} = 1.91$ 。假定该加热炉, $F_L = 1.1$, $F_T = 1.0$ 及 $q_{conv} = 0$ (即此点无对流传热) 用公式 (B.6)：

$$q_{R,max} = (1.91)(1.1)(1.0)(31\ 546) = 66\ 278 \text{ W/m}^2$$

计算通过每部分的温差。用公式 (B.9), 介质膜温差：

$$\Delta T_{ff} = \left(\frac{66\ 278}{659.9} \right) \left(\frac{114.3}{101.6} \right) = 113 \text{ K}$$

用公式 (B.11), 管壁温差：

$$\Delta T_{tw} = \left[\frac{(66\ 278)(6.4)}{42.2} \right] \left[\frac{114.3}{114.3-6.4} \right] \times 10^{-3} = 11\text{K}$$

用公式 (B.8), 最高管壁温度如下:

$$T_{\max} = 271 + 113 + 11 = 395^{\circ}\text{C}$$

校核假定的粘度比, 上述计算的油膜温度为 $271 + 113 = 384^{\circ}\text{C}$, 粘度为 $1.1\text{mPa}\cdot\text{s}$, 因此, 对液相:

$$\left(\frac{\mu_{f,T_b}}{\mu_{f,T_w}} \right)^{0.14} = \left(\frac{0.002\ 0}{0.001\ 1} \right)^{0.14} = (1.82)^{0.14} = 1.09$$

对汽体:

$$\left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5} = \left(\frac{271+273}{383+273} \right) = (0.83)^{0.5} = 0.91$$

两个数值接近计算 K_l 和 K_v 时假定的数值, 故不必重算。

平均管壁温度如下:

$$271 + 113 + \frac{11}{2} = 389^{\circ}\text{C}$$

该值与炉管传热所假定的温度接近, 故不再重算。

附 录 C

(规范性附录)

热应力限制 (弹性范围)

C.1 概述

在加热炉管内,影响最大的热应力是由沿管壁的径向温度分布而产生的热应力。该应力对受高热强度的厚壁不锈钢管可能变得特别重要。

对热应力有两种限制。两种限制在参考文献[21]的 4—134 和 5—130 节作了介绍。这些限制仅适用于弹性范围。在断裂范围内,对热应力尚未作出合适的限制。

C.2 热应力公式

下列公式可求出管子最高热应力:

$$\sigma_{T\max} = X \left[\left(\frac{2y^2}{y^2 - 1} \right) \ln y - 1 \right] \quad \dots\dots\dots (C.1)$$

$$X = \left[\frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \right] \left[\frac{\Delta T}{\ln y} \right] = \left[\frac{\alpha_1 E}{4(1-\nu)} \right] \left[\frac{q_o D_o}{\lambda_s} \right] \quad \dots\dots\dots (C.2)$$

式中:

α —— 线胀系数, mm/(mm·°C);

E —— 弹性模量, MPa;

ν —— 波桑比;

ΔT —— 通过管壁的温差, °C;

y —— 外径对实际内径之比, D_o/D_i ;

q_o —— 管子外表面热强度, W/m²;

λ_s —— 钢的热导率, W/(m·°C)。

材料的性质 α 、 E 、 ν 和 λ_s 应按平均管壁温度计算。本公式也应采用平均管壁厚度 (见 4.7)。

C.3 热应力限制

参考文献[21]中 4—134 节的一次应力加二次应力强度对热应力限制可近似如下 (推导见 C.4):

对铁素体钢

$$\sigma_{T,\lim 1} = (2.0 - 0.67y) \sigma_y \quad \dots\dots\dots (C.3)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,\lim 1} = (2.7 - 0.90y) \sigma_y \quad \dots\dots\dots (C.4)$$

式中:

σ_y —— 屈服强度。

参考文献[21]中 5—130 节的热应力棘齿限制可近似于如下的热应力 (推导见 C.5):

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.33 \sigma_y \dots\dots\dots (C.5)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.8 \sigma_y \dots\dots\dots (C.6)$$

如果管子设计为弹性范围,则一次加二次应力限制 $\sigma_{T,lim1}$ 和热应力棘齿限制 $\sigma_{T,lim2}$ 两个条件均应满足。

C.4 一次加二次应力强度限制的推导

一次加二次应力强度限制可用符号表示为: $\sigma_{pl} + \sigma_{pb} + \sigma_{cir,max} < 3 \sigma_m$, 此处, $\sigma_{cir,max}$ 为公式 (C.1) 给出的最大环向热应力 σ_{Tmax} 。

由参考文献[21], 对受内压的管子:

$$\sigma_{pl} + \sigma_{pb} = p_{el} \left(\frac{2y^2}{y^2 - 1} \right)$$

式中:

σ_{pl} ——局部一次膜应力;

σ_{pb} ——一次弯曲应力;

p_{el} ——弹性设计应力;

y ——外径对实际内径之比 ($y = D_o / D_i$)。

如果 σ_{pm} 为一次膜应力强度, 可由公式 (C.7) 求出:

$$\sigma_{pm} = \frac{p_{el}}{2} \left(\frac{D_o}{\delta} - 1 \right) = \frac{p_{el}}{2} \left(\frac{y+1}{y-1} \right) \dots\dots\dots (C.7)$$

而后则很容易表示成一个一次方的近似式:

$$\sigma_{pl} + \sigma_{pb} \cong y \sigma_{pm}$$

在参考文献[21]中, σ_m 为许用膜应力强度。对约在 340℃ 以上的铁素体钢, σ_m 等于屈服强度 δ_y 的三分之二, 即 $3 \sigma_m = 2 \sigma_y$ 。对约在 260℃ 以上的奥氏体钢, σ_m 等于 δ_y 的 90%, 即 $3 \sigma_m = 2.7 \sigma_y$ 。加热炉管通常在这些温度以上操作。

综上所述, 一次应力加二次应力强度对热应力的限制可表示如下:

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim1} = 2 \sigma_y - y \sigma_{pm} \dots\dots\dots (C.8)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim1} = 2.7 \sigma_y - y \sigma_{pm} \dots\dots\dots (C.9)$$

式中:

$\sigma_{T,lim1}$ ——热应力 σ_T 的最高许用值。

对于根据本标准设计的铁素体钢管子：

$$\sigma_{pm} < 0.67\sigma_y \quad \dots\dots\dots (C.10)$$

对于奥氏体钢管子：

$$\sigma_{pm} < 0.90\sigma_y \quad \dots\dots\dots (C.11)$$

因此热应力限制可近似地表示为：

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.0 - 0.67y)\sigma_y$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.7 - 0.9y)\sigma_y$$

这些公式表示的限制是简化和近似值。如果热应力小于该限制，则设计是合适的。如果热应力超过这些公式求出的限制值，则应采用公式 (C.7) 求出的一次膜应力强度，由公式 (C.8) 或 (C.9) 作更精确的计算。如果管壁厚度随意加大到超过 4.3 计算的厚度，则应采用实际平均厚度计算一次膜应力强度，并用公式 (C.8) 或公式 (C.9) 计算热应力限制。

C.5 热应力棘齿限制的推导

对热应力棘齿所作的限制可表示如下^[21]：

$$\sigma_{T,lim2} = 4(\sigma - \sigma_{pm}) \quad \dots\dots\dots (C.12)$$

对铁素体钢， $\sigma = \sigma_y$ 。对高于 260℃ 的奥氏体钢， $\sigma = 1.5(0.9\sigma_y) = 1.35\sigma_y$ 。如前所述， σ_{pm} 由公式 (C.7) 算出。采用公式 (C.10) 或公式 (C.11)，这个限制可近似地表示如下：

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.33\sigma_y$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.8\sigma_y$$

如同 C.4 中的推导，这些限制均为近似值。如果热应力超过该限制或者如果管子厚度随意增加，则应采用公式 (C.7) 计算的一次膜应力强度按公式 (C.12) 精确地计算该限制。

附 录 D
(资料性附录)

SH/T 3037—2002 计算表

D.1 表 D.1 用于炉管最小厚度和当量管子金属温度计算的汇总。

表 D.1 SH/T 3037—2002 计算表

加热炉 _____ 装置 _____ 炼油厂 _____		
盘管: _____ 材质: _____ 标准: _____		
最小厚度计算	弹性设计	断裂设计
外径, mm	$D_o =$	$D_o =$
设计应力, MPa 表压	$p_d =$	$p_r =$
最高或当量金属温度, °C	$T_{max} =$	$T_{max} =$
温度裕量, °C	$T_A =$	$T_A =$
设计金属温度, °C	$T_d =$	$T_d =$
设计寿命, h	—	$t_{DL} =$
T_d 下许用应力, 图 E.1 至图 E.19, MPa	$\sigma_{el} =$	$\sigma_r =$
应力厚度, 公式 (2) 或 (4), mm	$\delta_o =$	$\delta_o =$
腐蚀裕量, mm	$\delta_{CA} =$	$\delta_{CA} =$
腐蚀分数, 图 1, $n =$ $B =$	—	$f_{corr} =$
最小厚度, 公式 (3) 或 (5), mm	$\delta_{min} =$	$\delta_{min} =$
当量管子金属温度计算		
操作周期, a	$t_{op} =$	
操作初期时金属温度, °C	$T_{sor} =$	
操作末期时金属温度, °C	$T_{eor} =$	
操作周期内温度变化, K	$\Delta T =$	
操作初期时金属绝对温度, K	$T_{sor}^* =$	
操作周期内厚度变化, mm	$\Delta \delta =$	
假定的最初厚度, mm	$\delta_0 =$	
相应的最初应力, 公式 (1), MPa	$\sigma_0 =$	
材料常数, 表 3, MPa	$A =$	

表 D.1 (续) SH/T 3037—2002 计算表

加热炉 _____ 装置 _____ 炼油厂 _____	
盘管: _____ 材质: _____ 标准: _____	
当量管子金属温度计算	
在 T_{sor} 下的断裂指数, 图 E. 1 到图 E. 19 温度分数, 图 2, $V =$, $N =$ 当量管子金属温度, 公式 (6), $^{\circ}\text{C}$	$n_0 =$ $f_T =$ $T_{eq} =$

附录 E
(规范性附录)
应力曲线

应力曲线见图 E.1 到图 E.19。

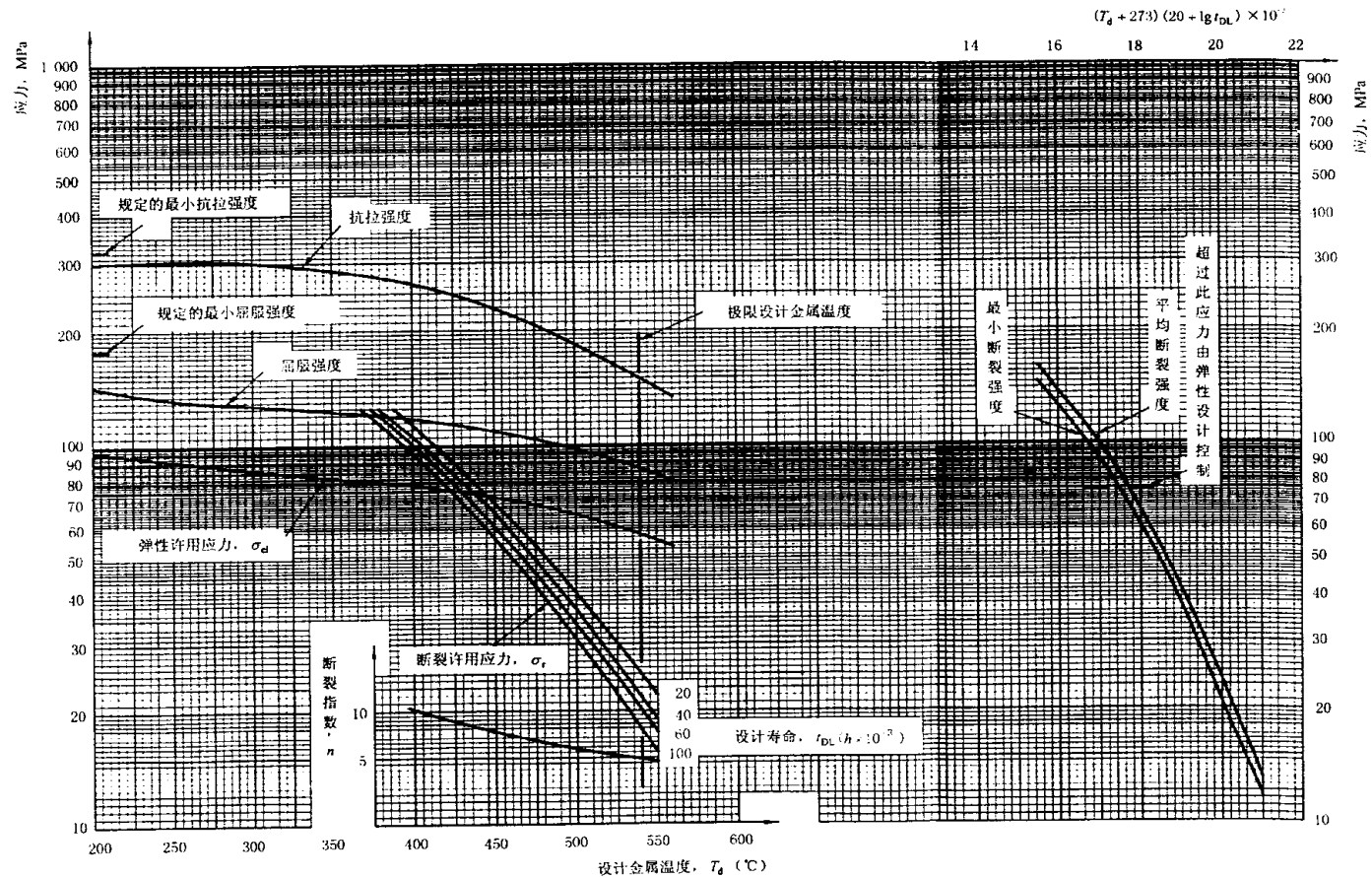


图 E.1 ASTM A161 和 ASTM A192 低碳钢的应力曲线

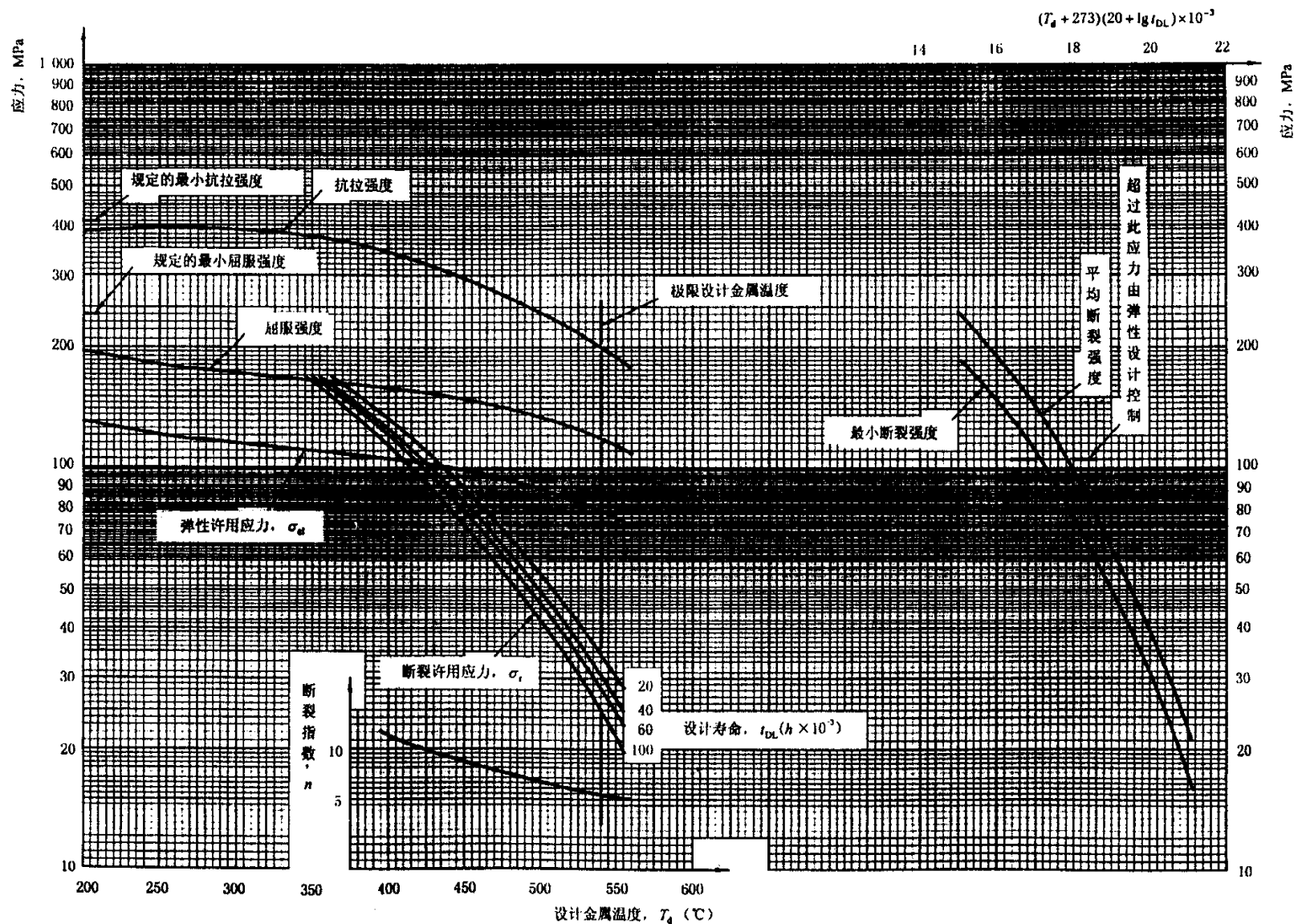


图 E.2 ASTM A53 Gr B(无缝)、ASTMA106 Gr B 和 ASTM A210 Gr A-1 中碳钢的应力曲线

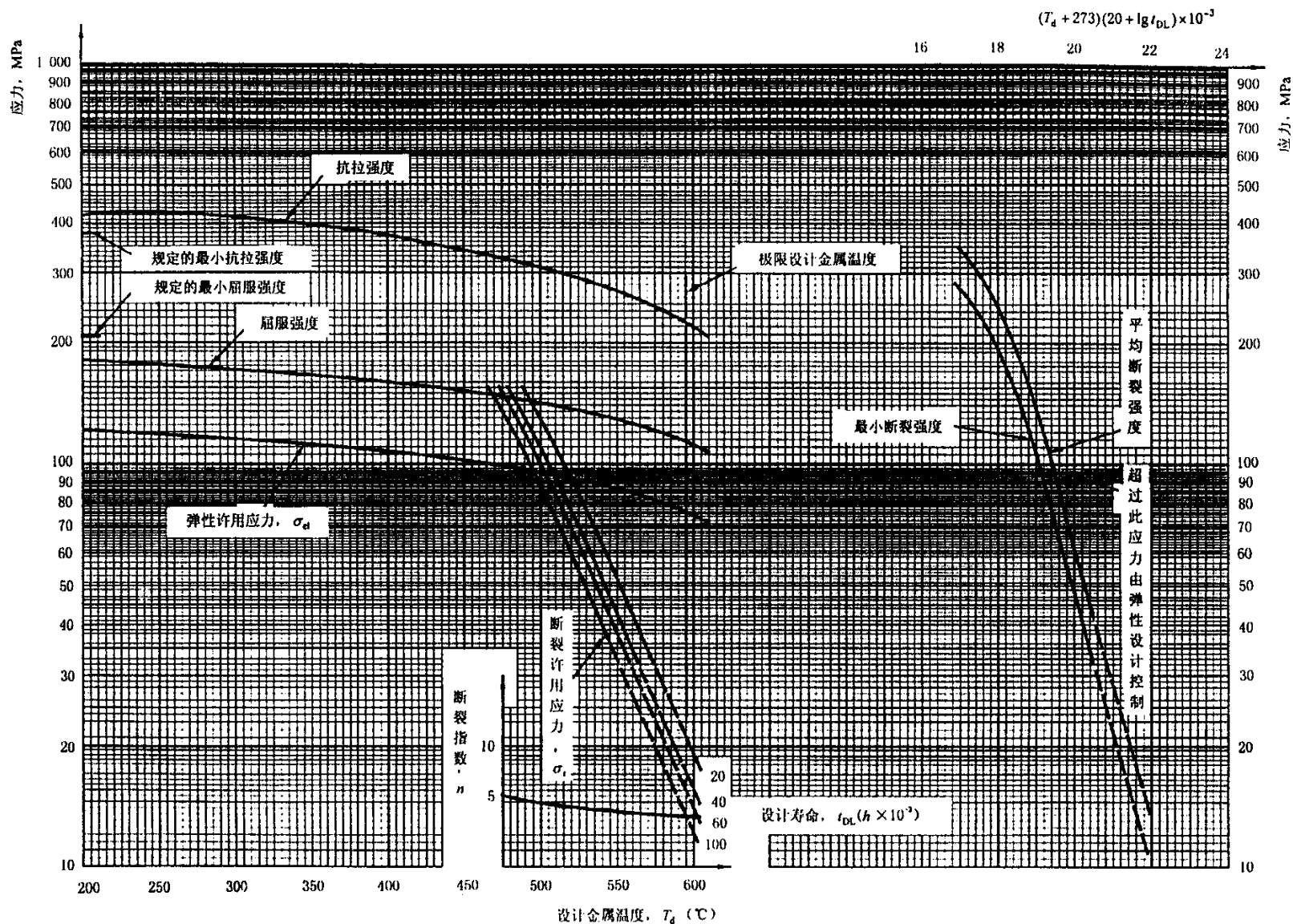


图 E.3 ASTM A161 T1、ASTM A209 T1 和 ASTM A335 P1 C-1/2Mo 钢的应力曲线

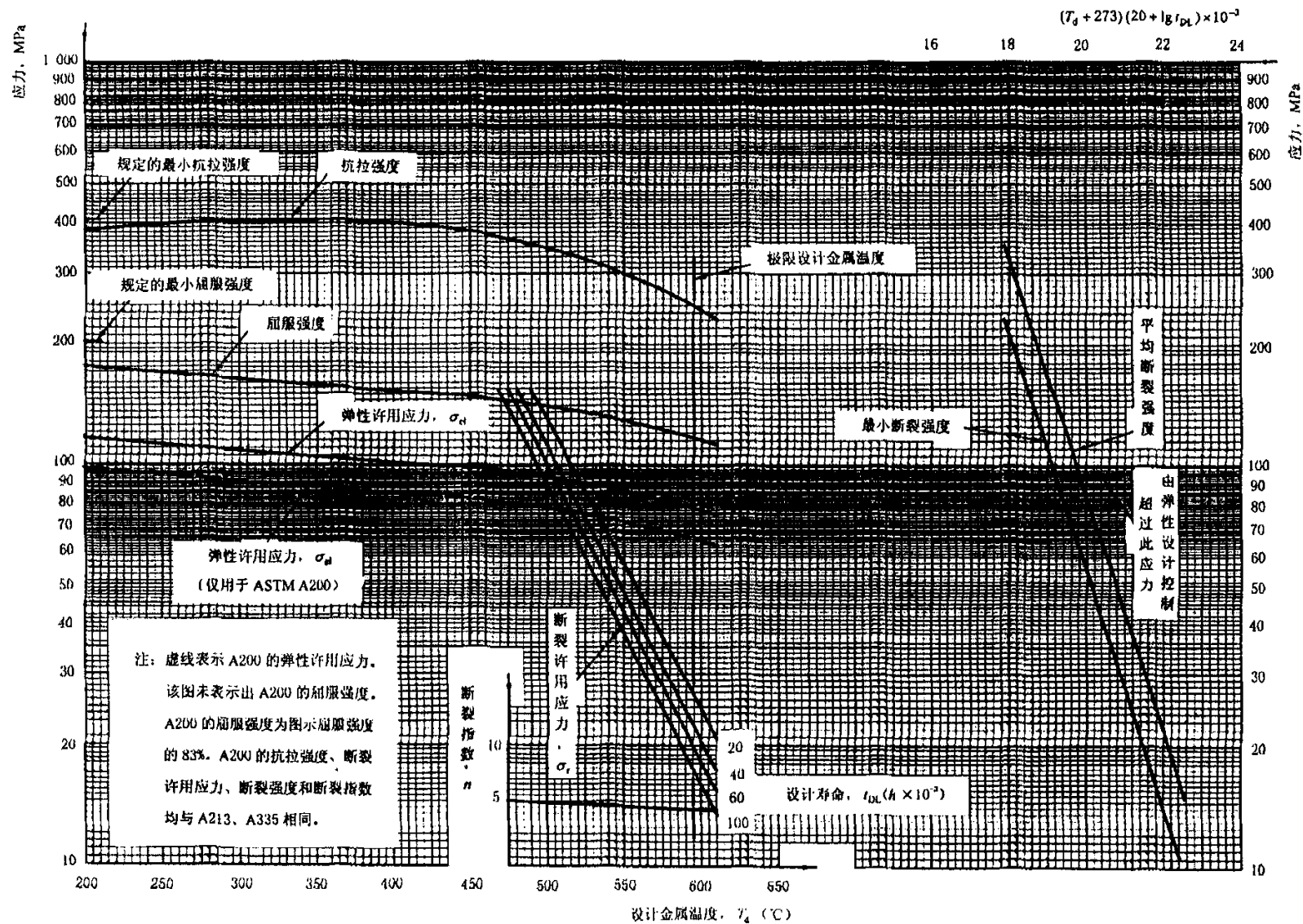


图 E.4 ASTM A200 T11、ASTM A213 T11 和 ASTM A335 P11 1 1/2Cr-1/2Mo 钢的应力曲线

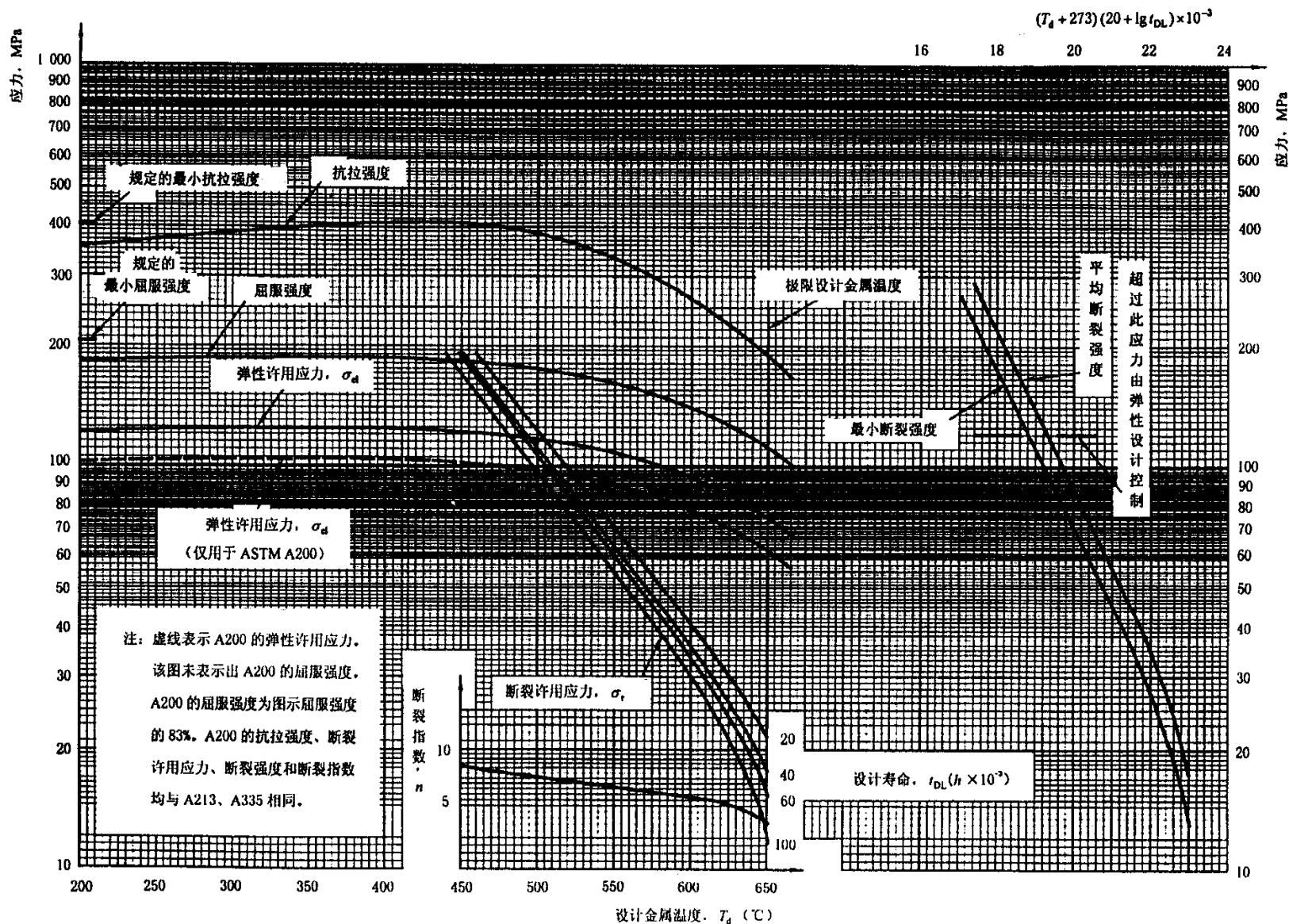


图 E.5 ASTM A200 T22、ASTMA213 T22 和 ASTM A335 T22 2 1/4Cr-1Mo 钢的应力曲线

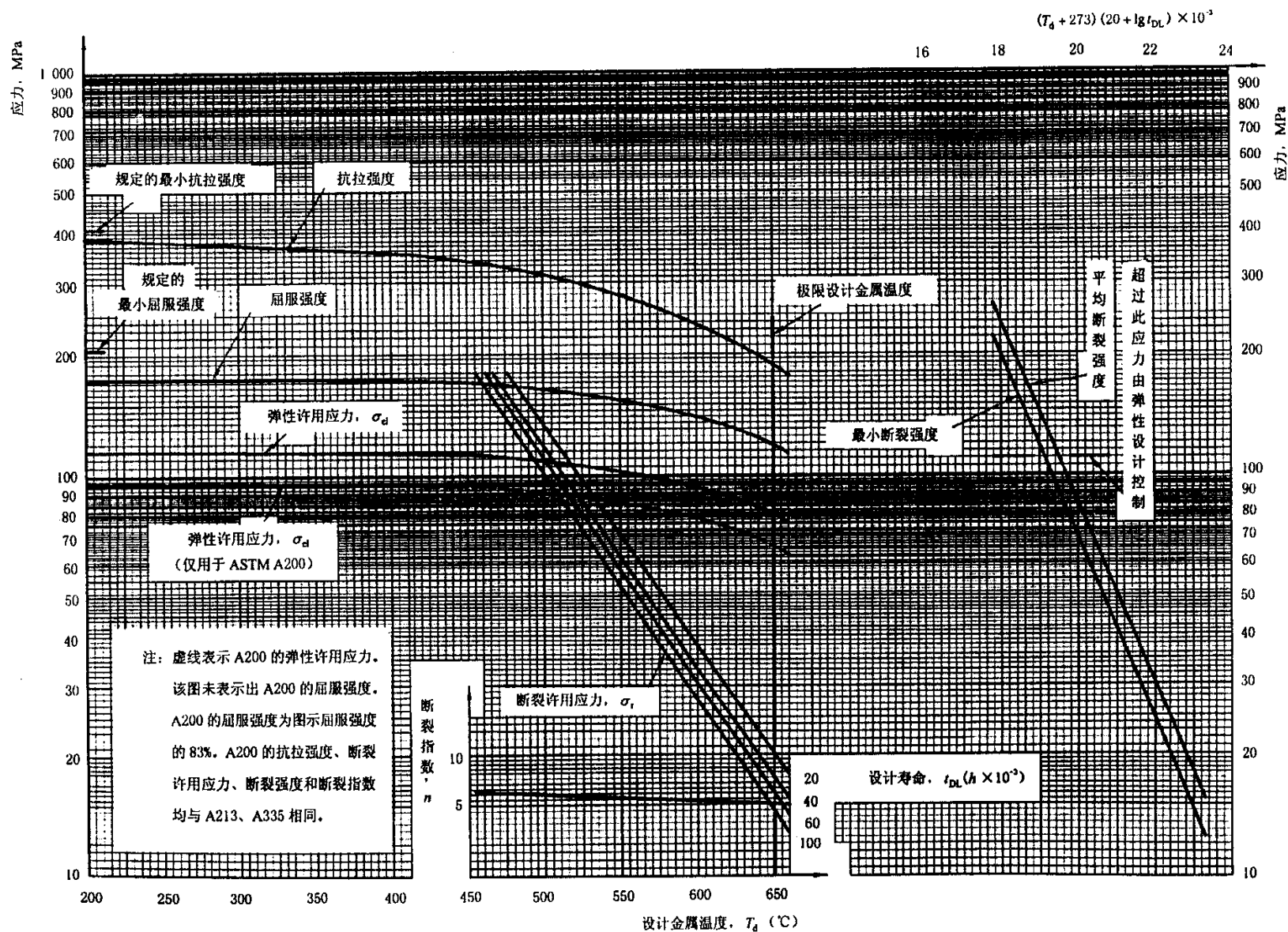


图 E.6 ASTM A200 T21、ASTM A213 T21 和 ASTM A335 P21 3Cr-1Mo 钢的应力曲线

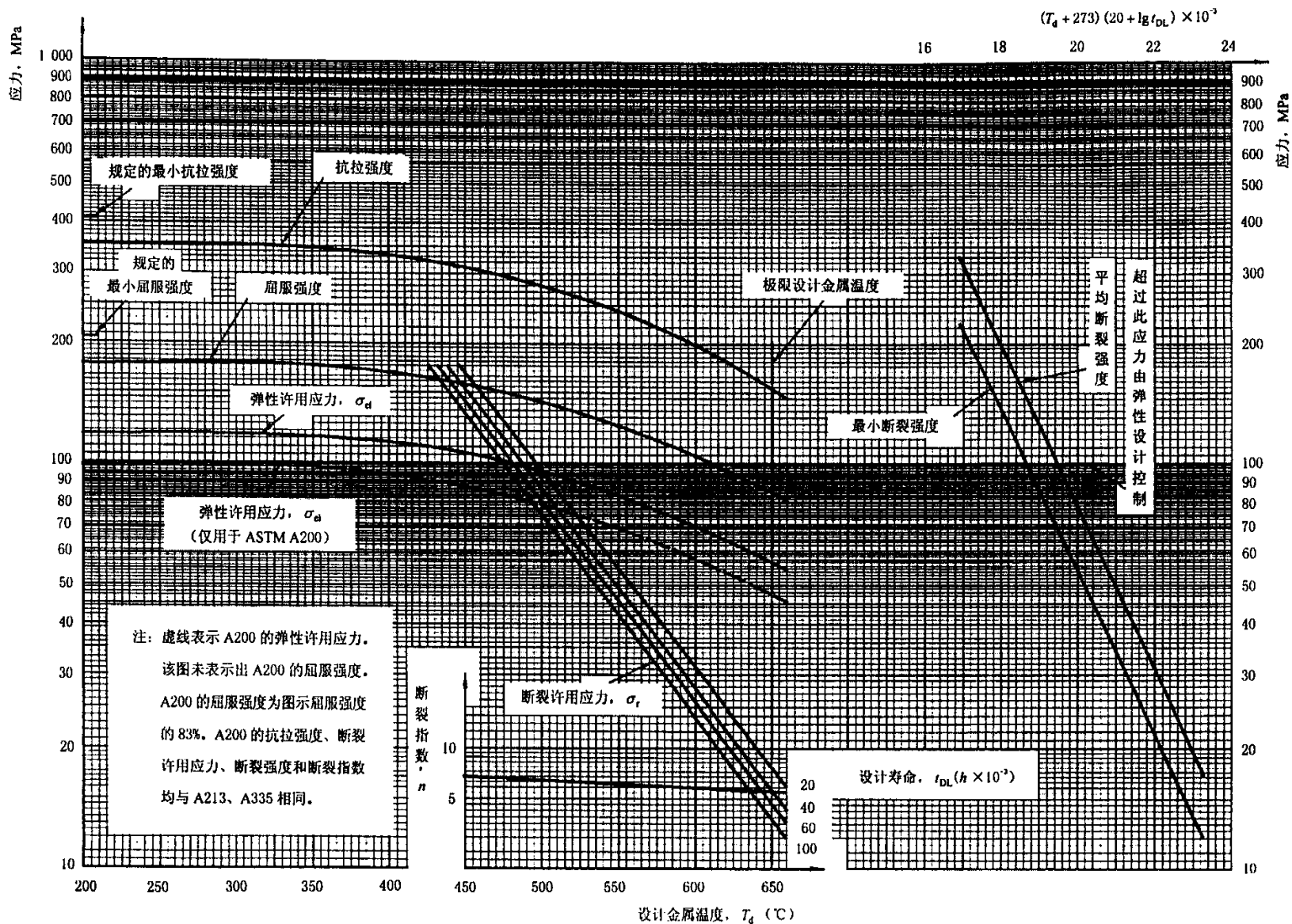


图 E.7 ASTM A200 T5、ASTM A213 T5 和 ASTM A335 P5 5Cr-1/4Mo 钢的应力曲线

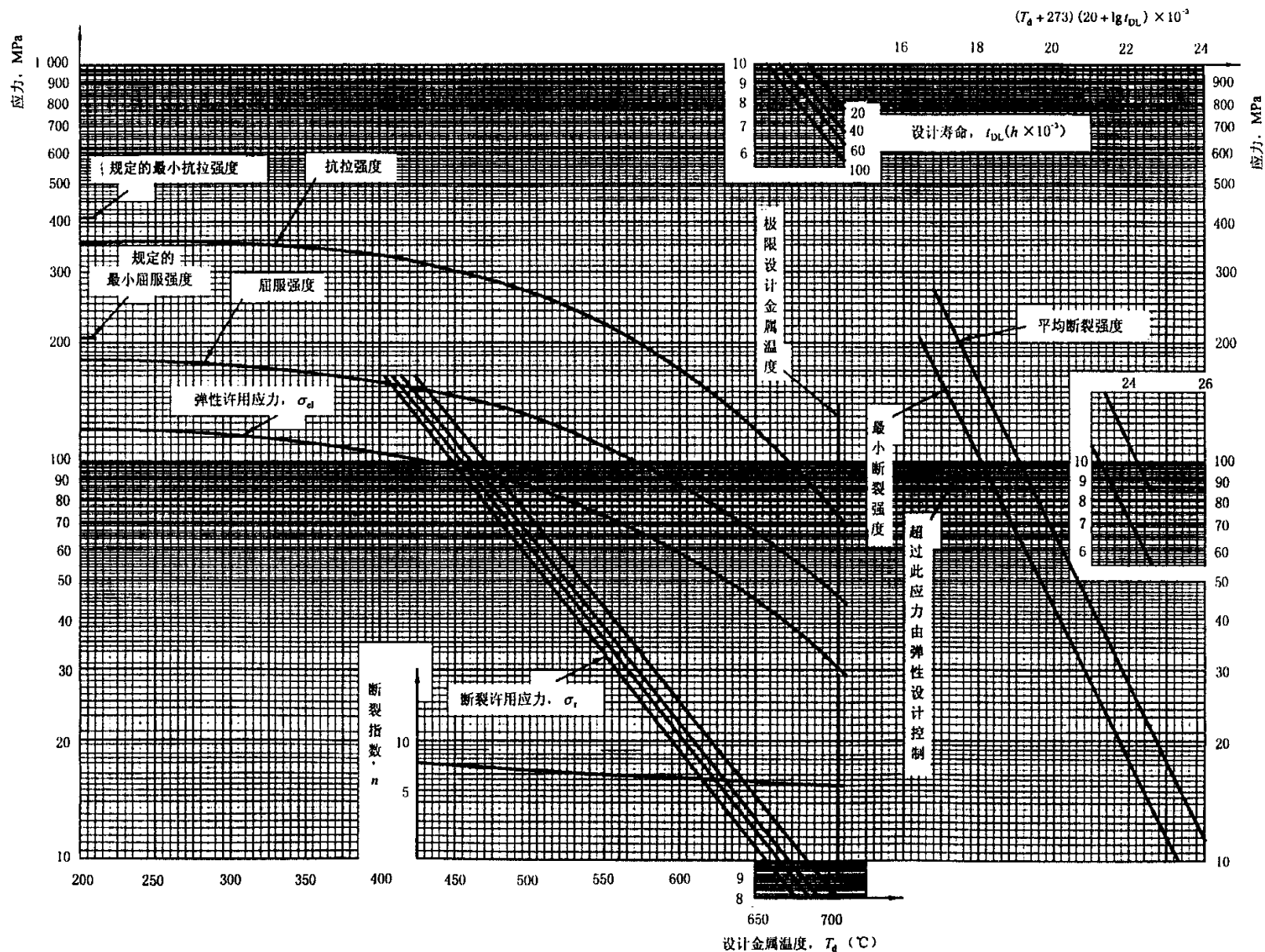


图 E.8 ASTM A213 T5b 和 ASTM A335 P5b 5Cr-1/2Mo-Si 钢的应力曲线

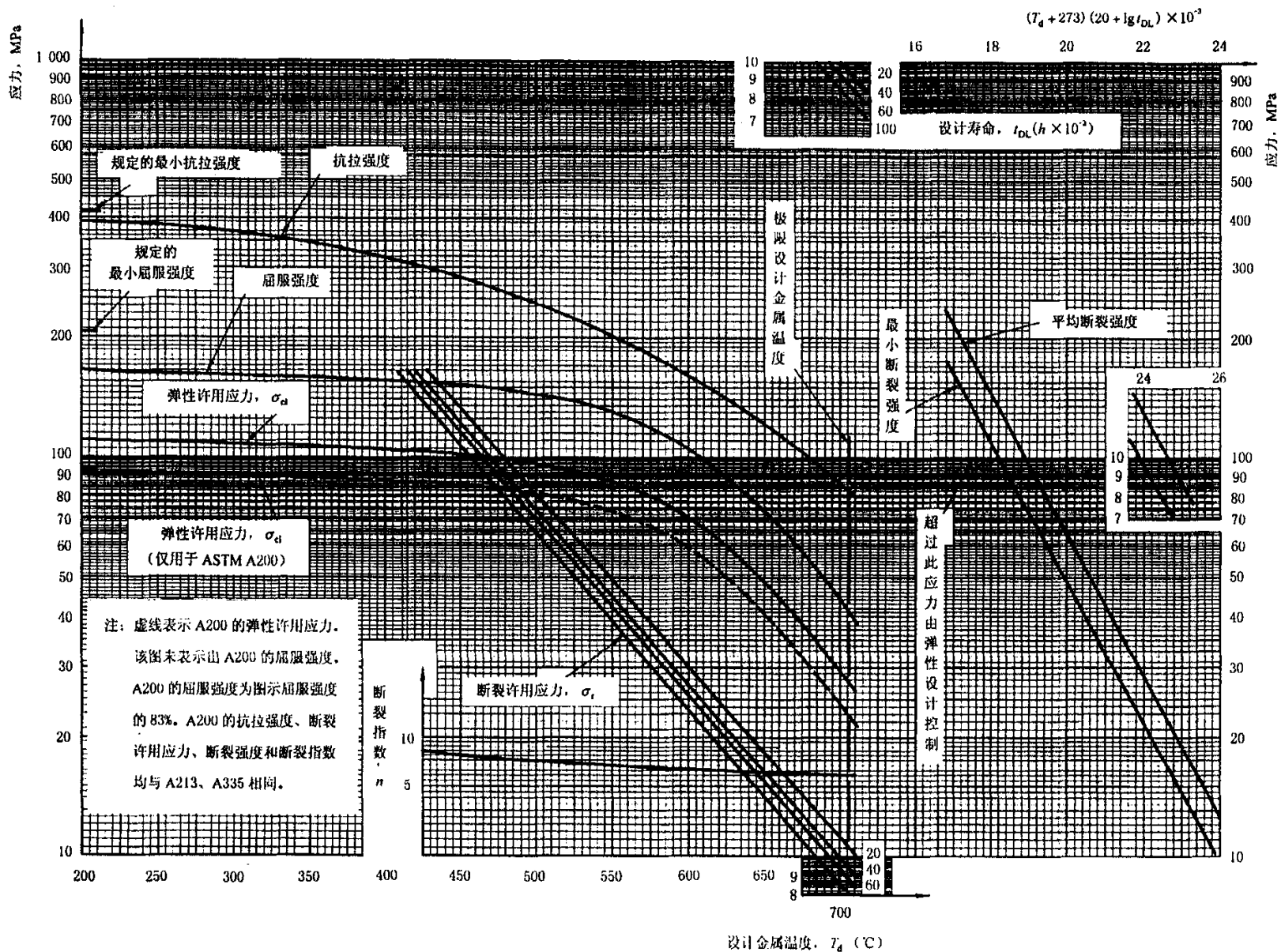


图 E.9 ASTM A200 T7、ASTMA213 T7 和 ASTM A335 P9 7Cr-1/2Mo 钢的应力曲线

$$(T_d + 273) (20 + \lg t_{DL}) \times 10^{-3}$$

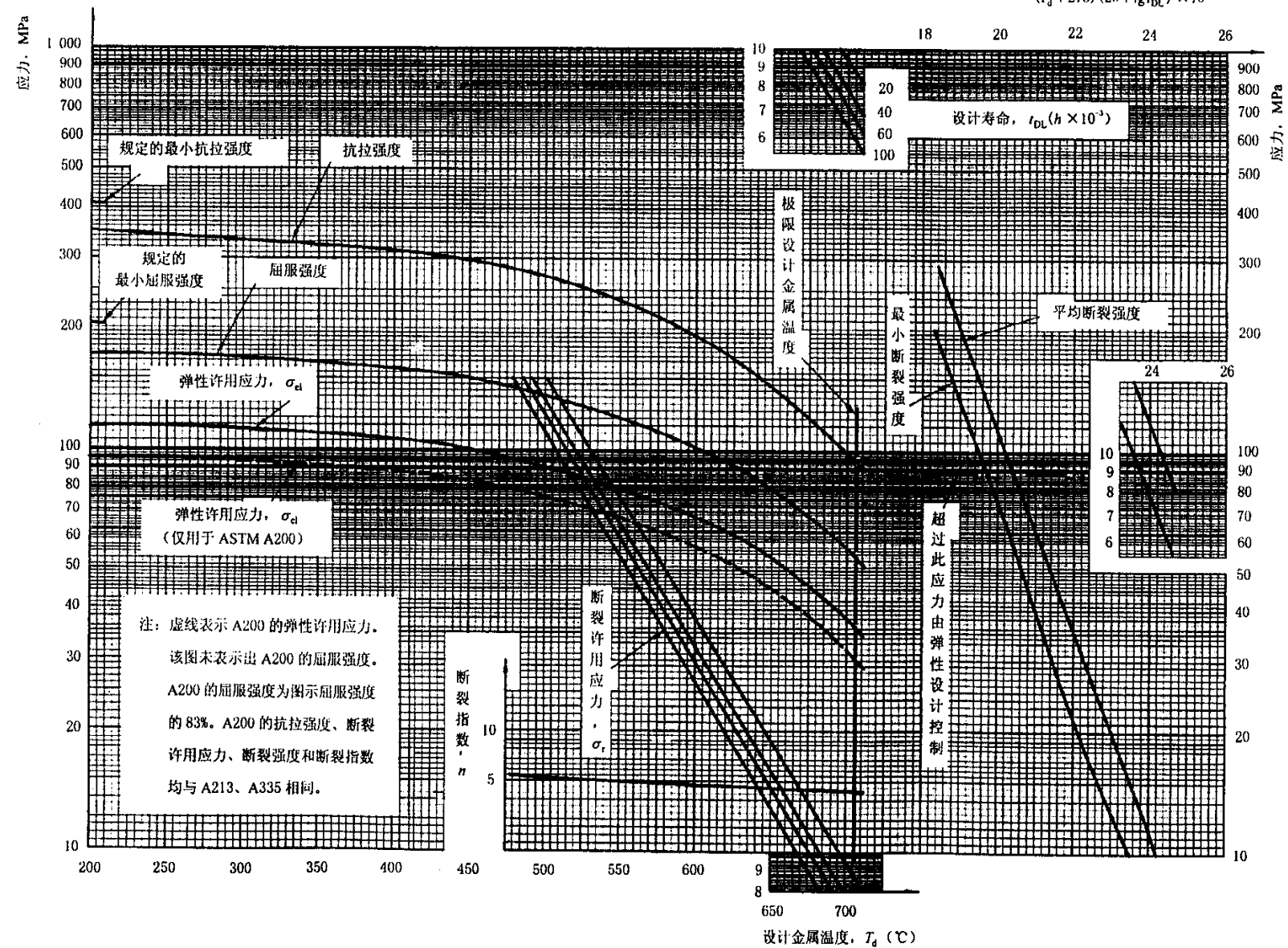


图 E. 10 ASTM A200 T9、ASTM A213 T9 和 ASTM A335 P9 9Cr-1Mo 钢的应力曲线

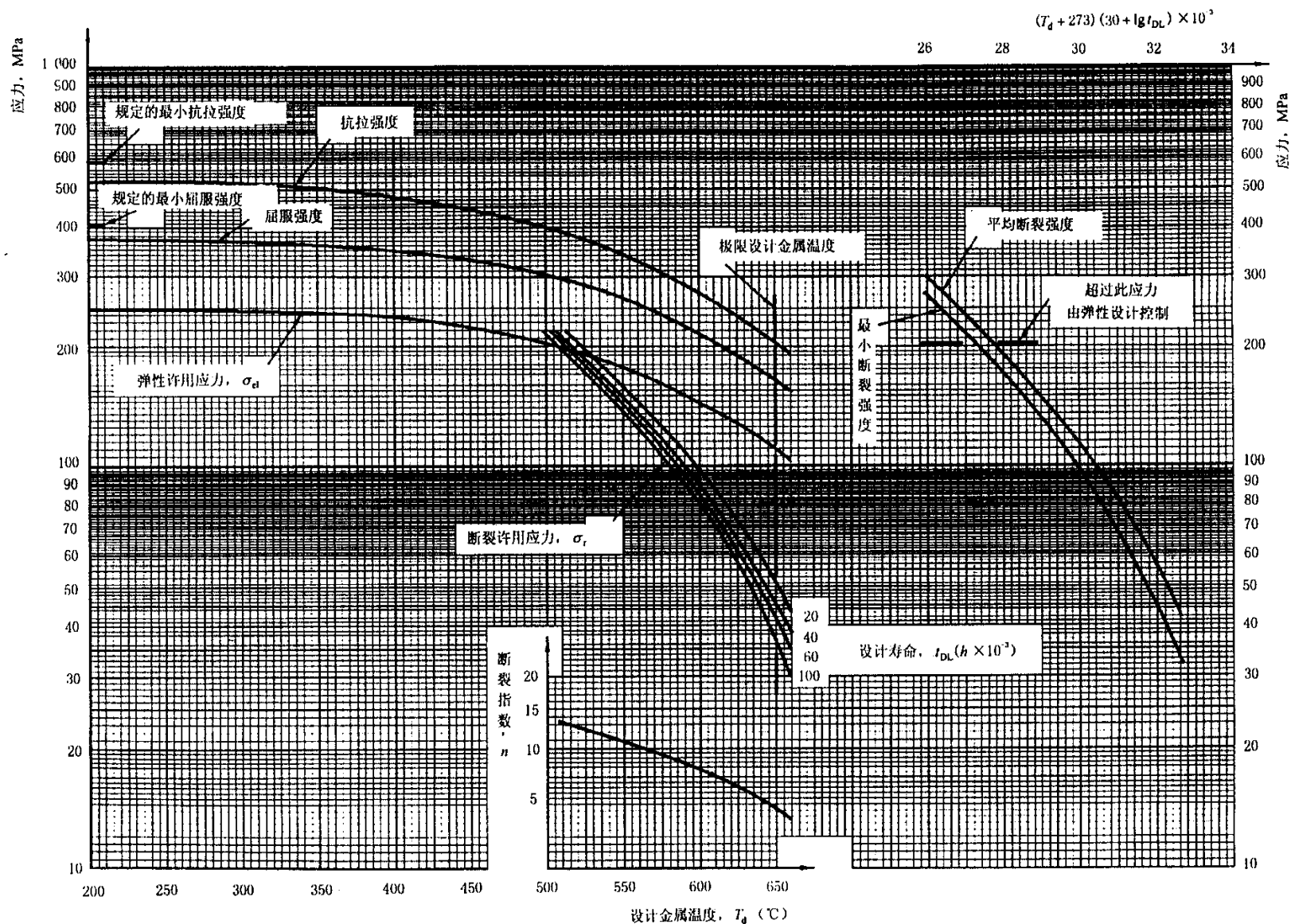


图 E.11 ASTM A200 T91、ASTM A213 T91 和 ASTM A335 P91 9Cr-1Mo-V 钢的应力曲线

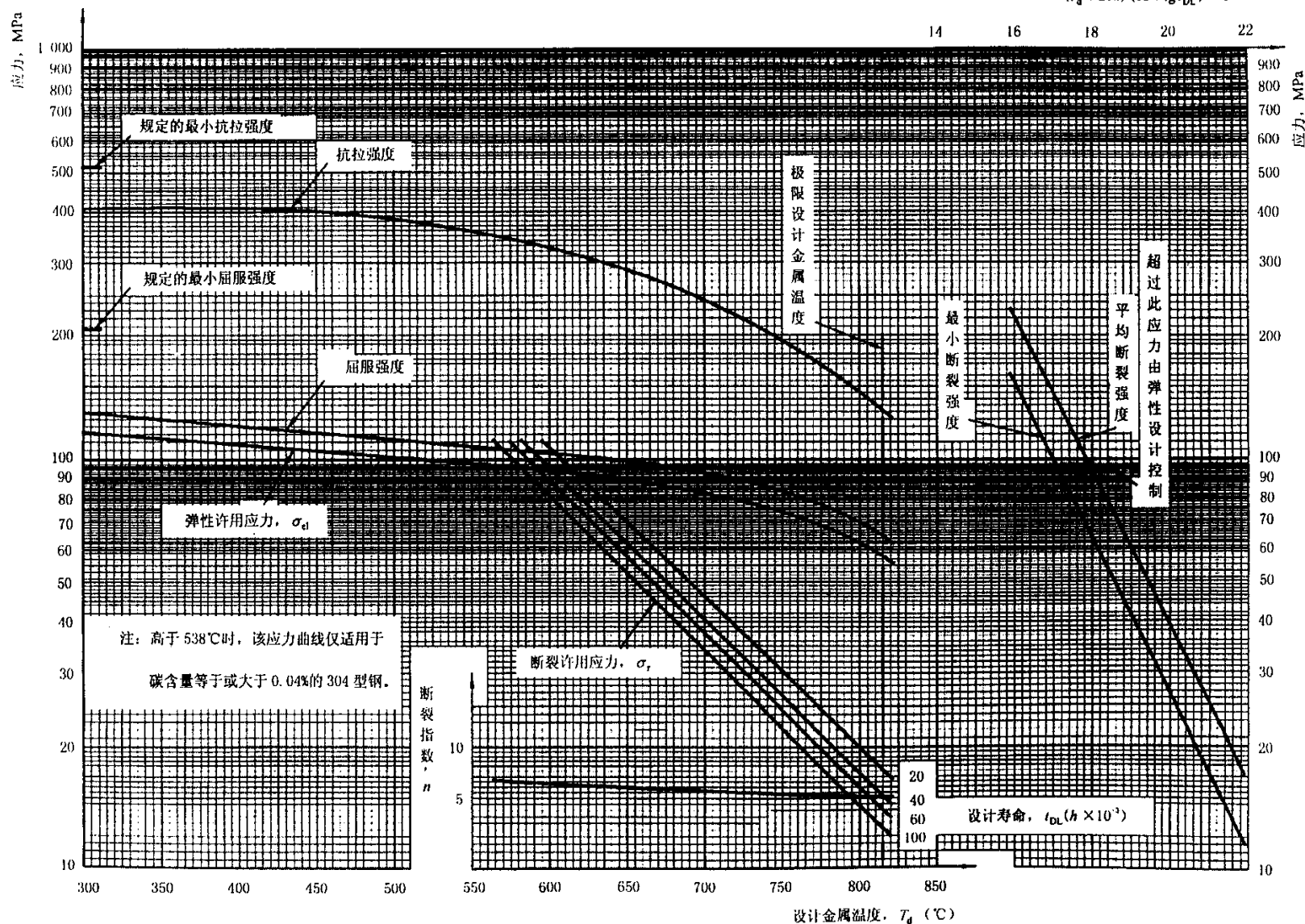


图 E.12 ASTM A213、ASTMA271、ASTMA312 和 ASTM A376 304 和 304H 型 (18Cr-8Ni) 不锈钢的应力曲线

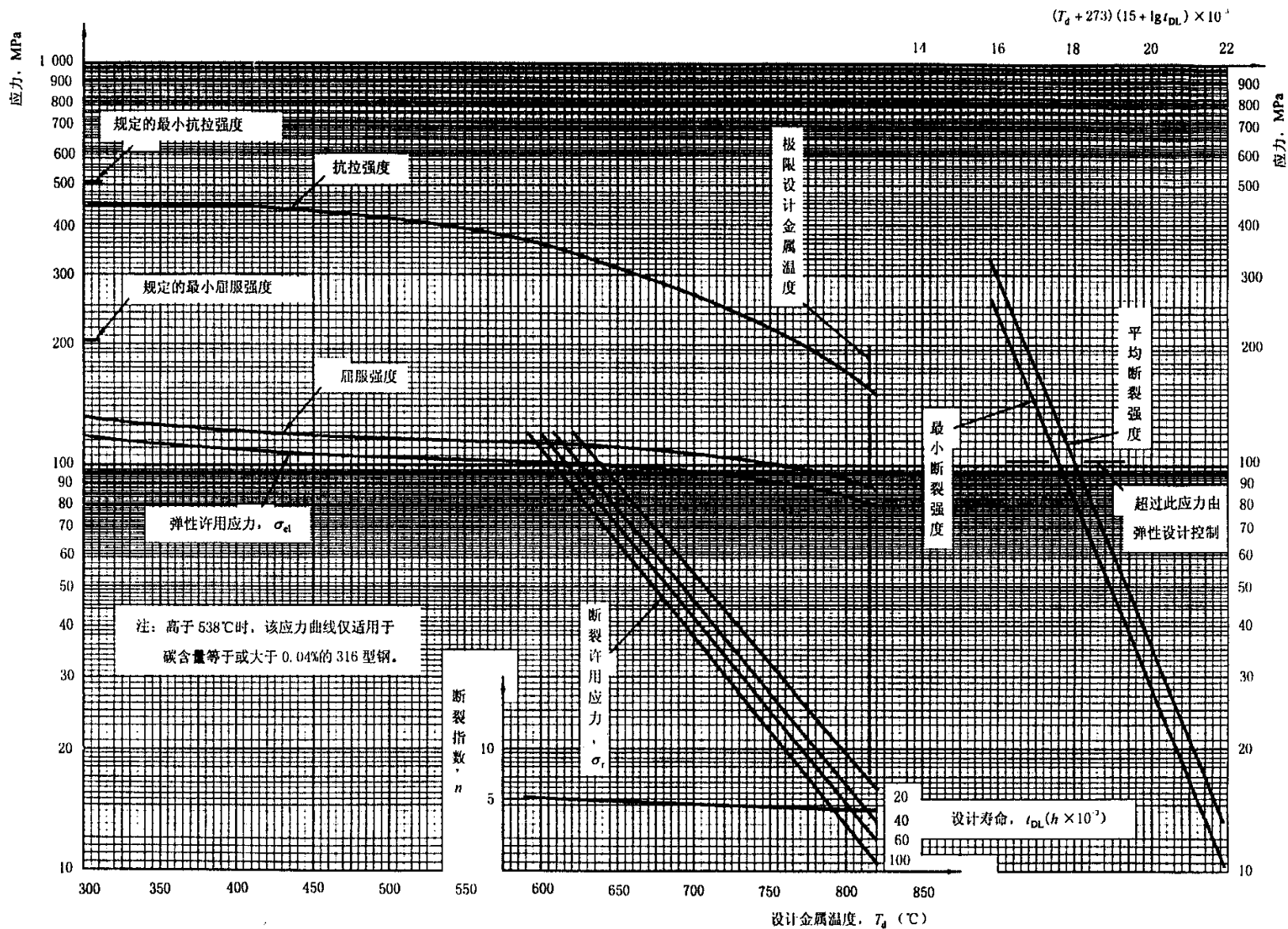


图 E.13 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 316 和 316H 型 (16Cr-12Ni-2Mo) 不锈钢的应力曲线

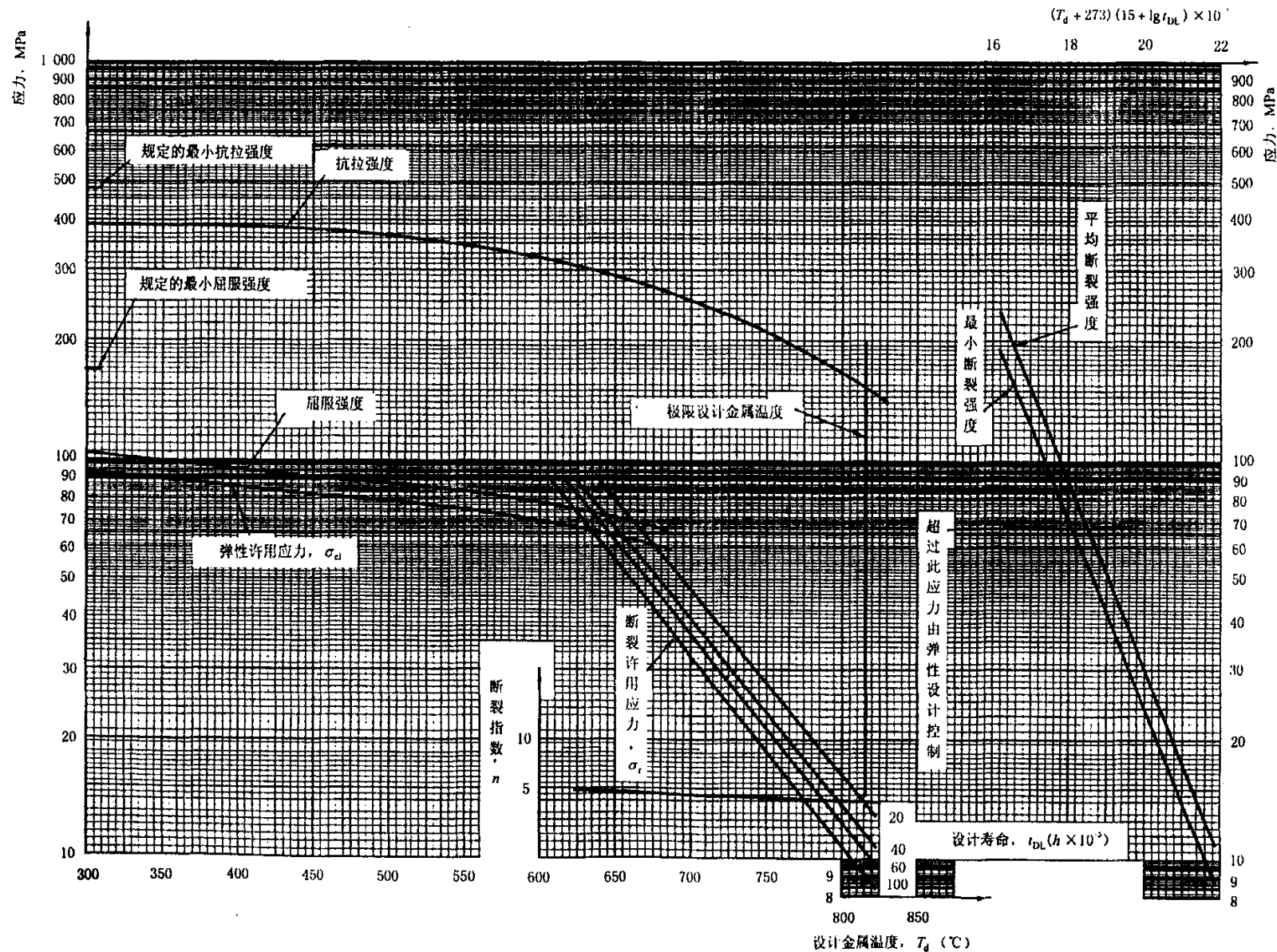


图 E. 14 ASTM A213 和 ASTM A312 316L 型 (16Cr-12Ni-2Mo) 不锈钢的应力曲线

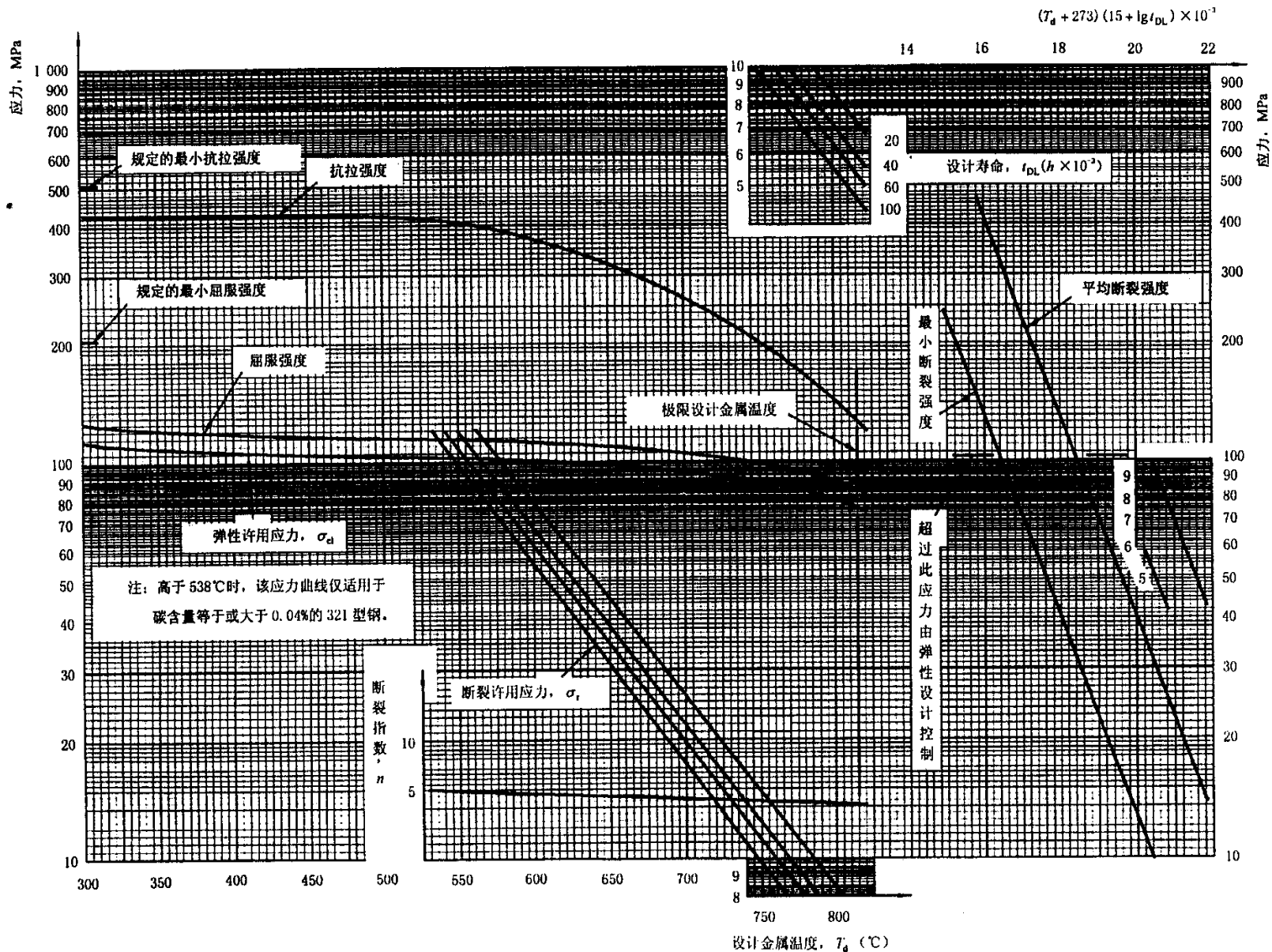


图 E.15 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321 型 (18Cr-10Ni-Ti) 不锈钢的应力曲线

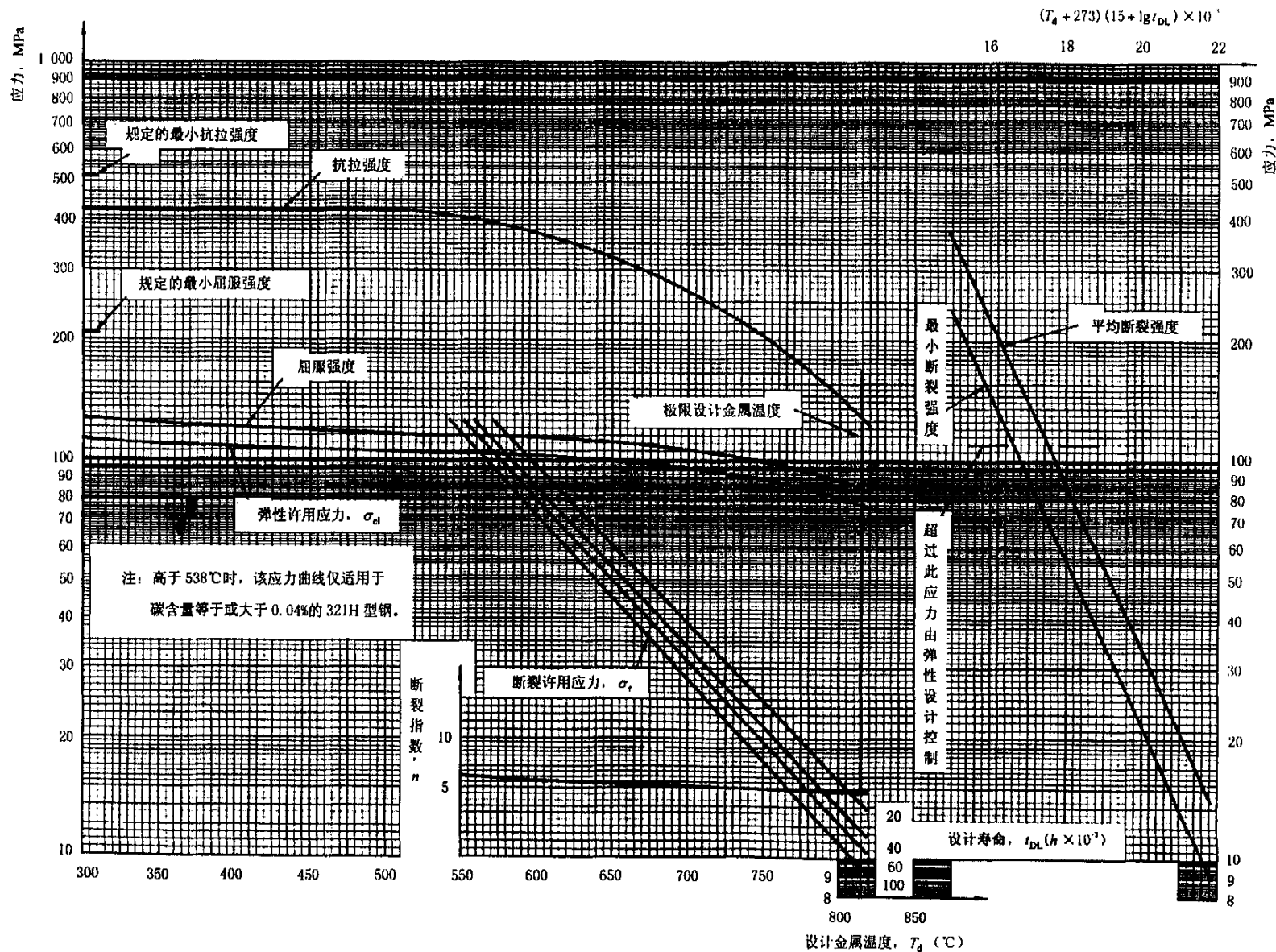


图 E.16 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321H 型 (18Cr-10Ni-Ti) 不锈钢的应力曲线

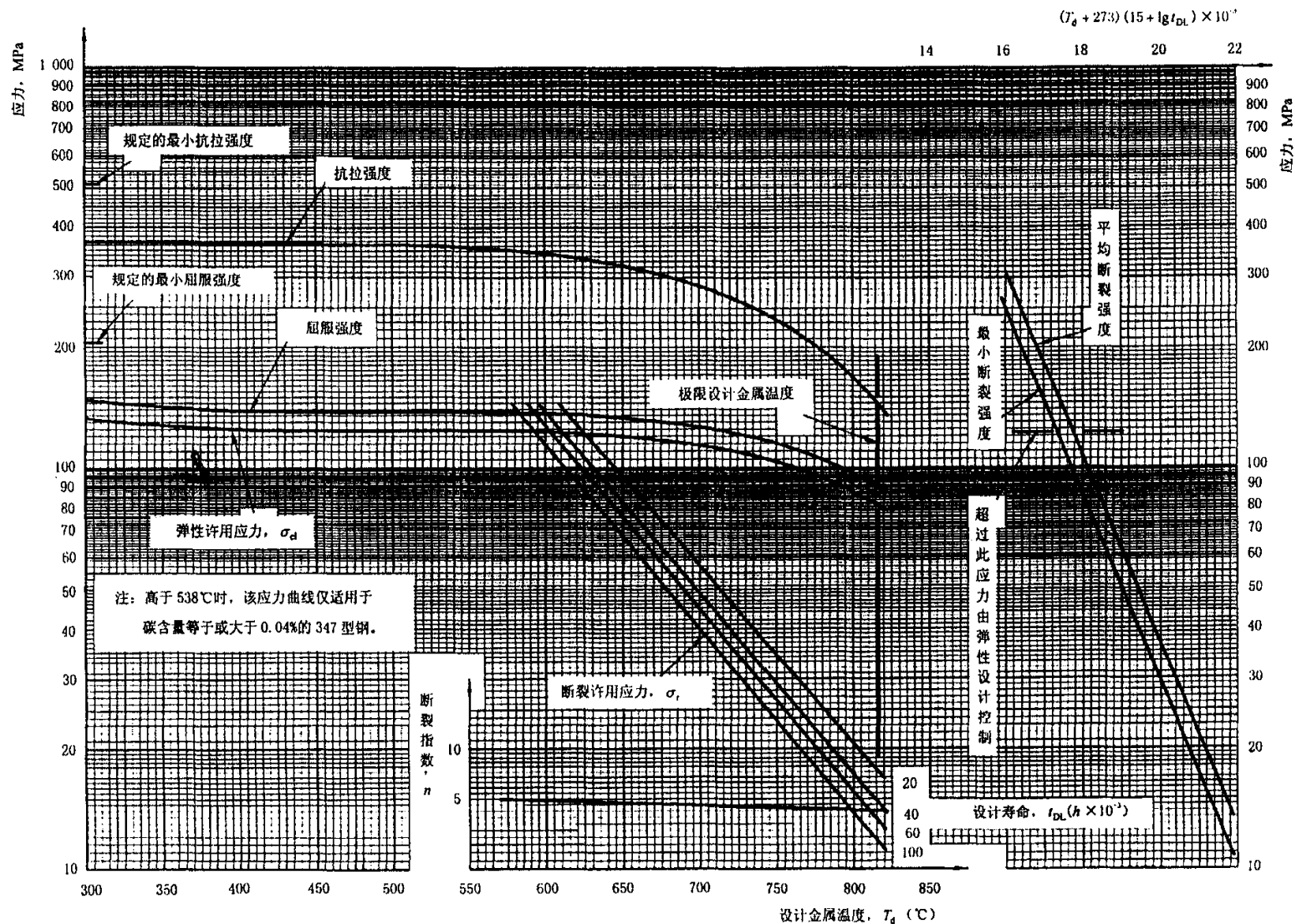


图 E.17 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 347 和 347H 型 (18Cr-10Ni-Nb) 不锈钢的应力曲线

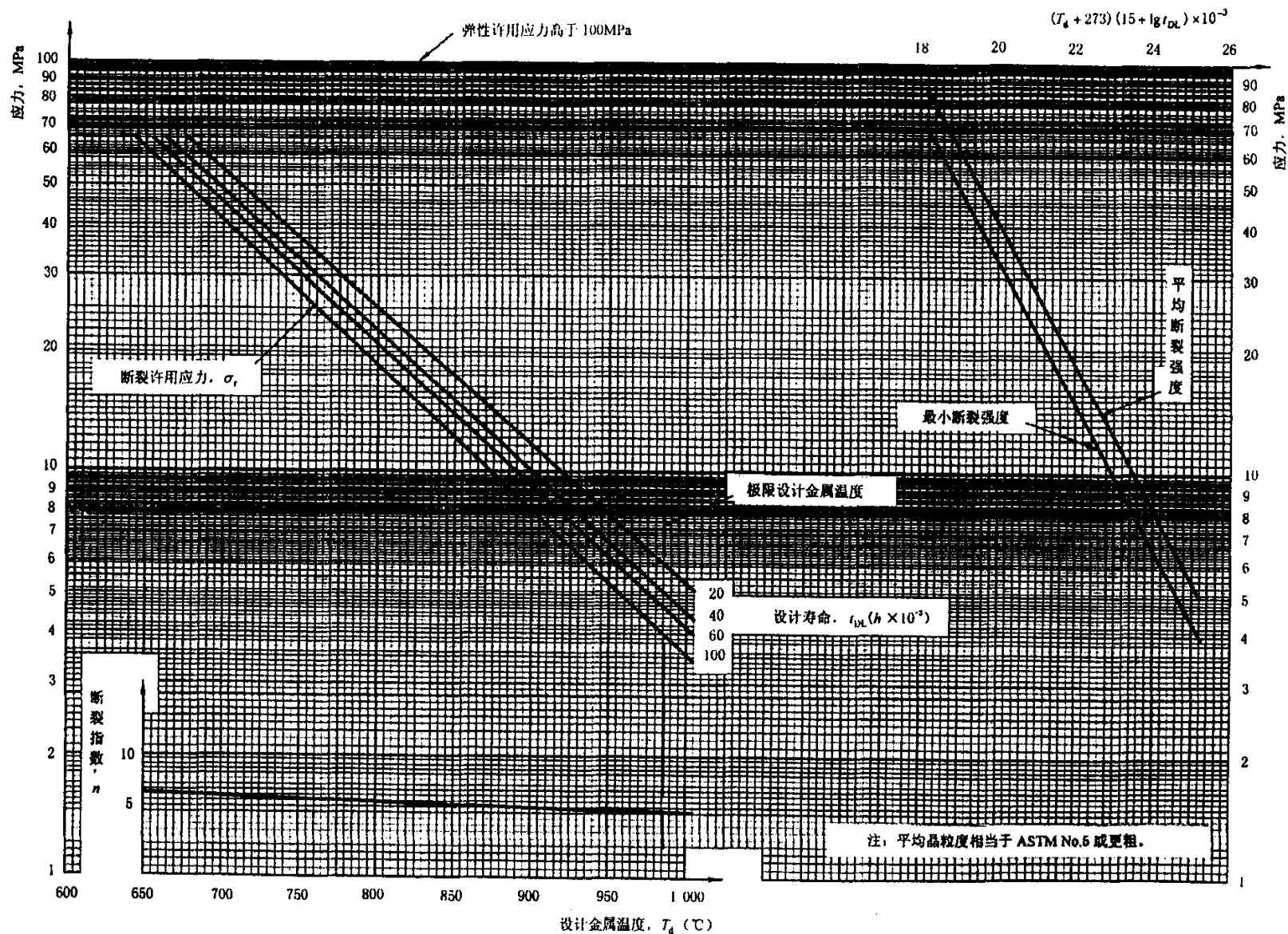


图 E.18 ASTM B407 UNS N08810 和 UNS N08811 合金 800H 和 800HT (Ni-Fe-Cr) 不锈钢的应力曲线

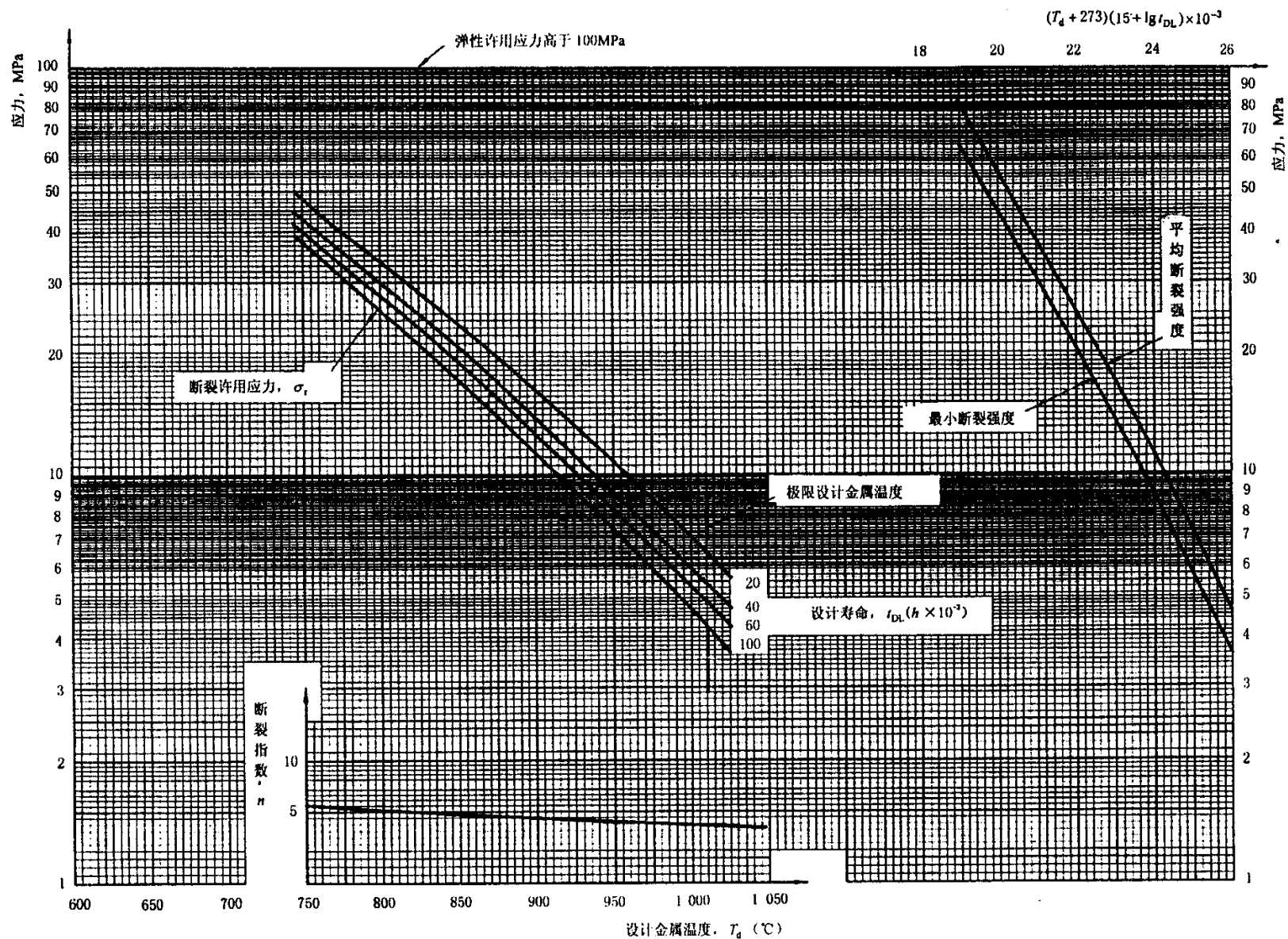


图 E.19 ASTM A608 Gr HK40 (25Cr-20Ni) 不锈钢的应力曲线

附录 F (资料性附录)

腐蚀分数和温度分数的推导

F.1 概述

1985 版的 API RP530^[28] 中包括一个蠕变—断裂范围设计炉管的方法。这个方法考虑了由腐蚀裕量引起的应力减小的影响。在导出这个设计方法中, 采用了如下的概念。

在蠕变断裂范围的温度下, 炉管寿命受到限制。寿命的用尽率取决于温度和应力。在假定温度不变的情况下, 寿命的用尽率随着应力的增加而增大。换言之, 如果应力较低, 则寿命延长。

如果管子处于腐蚀或氧化状态下, 管子厚度会随时间加长而减小。因此, 在假定压力不变的情况下, 管子的应力将随时间加长而增大。结果, 寿命的用尽率也会随着时间加长而增加。

1988 版的 API RP530^[29] 中已经用图解法解决并用线性破坏规律 (见 F.2) 推导出在炉管寿命期间这种影响的积分式。其结果是一个非线性方程式, 它能给出设计温度与设计寿命多种关联条件下的初始管壁厚度。

4.4 所用和本附录导出的腐蚀分数的概念来源相同, 是一个能达到相同结果的简化方法。

假定一根管子用公式 (4) 计算的初始厚度为 δ_o , 这是在没有腐蚀条件下能达到设计寿命所要求的最小厚度。如果管子无腐蚀, 则管子内的应力总是等于设计寿命下的最小断裂强度 σ_r 。该管子在设计寿命的末期以后才会破坏。

如果设计的管子是在腐蚀环境中, 且腐蚀裕量为 δ_{CA} , 则最小厚度的计算如下:

$$\delta_{\min} = \delta_o + \delta_{CA}$$

初期应力将小于 σ_r , 操作到设计寿命之后, 腐蚀裕量用尽, 则应力仅仅等于 σ_r 。由于应力始终低于 σ_r , 故管子在它损坏之前仍可操作一段时间。

假定一个厚度替代初始厚度并按下式确定:

$$\delta_{\min} = \delta_o + f_{\text{corr}} \delta_{CA}$$

式中 f_{corr} 是一个小于 1 的分数。在初期应力小于 σ_r , 且断裂寿命用尽率较低。在设计寿命的末期, 管子厚度如下:

$$\delta_{\min} - \delta_{CA} = \delta_o - (1 - f_{\text{corr}}) \delta_{CA}$$

该厚度小于 δ_o , 故在设计寿命末期, 应力将大于 σ_r 且断裂寿命用尽率较高。如果 f_{corr} 值选择得合适, 断裂寿命用尽变化率积分结果将产生一个与设计寿命相等的断裂寿命。图 1 给出的腐蚀分数 f_{corr} 就是这样一个数值。

通过解由线性破坏规律得出的非线性方程的方法推导出图 1 中的曲线。只要给出同样设计寿命下的腐蚀裕量 δ_{CA} 和许用断裂应力 σ_r , 图 1 就可用于任一设计寿命。

F.2 线性破坏规律

考虑一个管子在恒定应力 σ 和恒定温度 T 下操作一个周期 Δt 。相应于该应力和温度的断裂寿命如下:

$$t_r = t_r(\sigma, T)$$

分数 $\Delta t / t_r$ 即为在这个操作周期期间的断裂寿命用尽分数。在 j 个操作周期之后, 每个周期相应的

分数为：

$$\left(\frac{\Delta t}{t}\right)_{i=1,2,3\dots,j}$$

断裂寿命用尽总分数 F （也称为寿命分数）为每个周期的分数之和：

$$F(j)=\sum_{i=1}^j\left(\frac{\Delta t}{t_r}\right)_i \dots\dots\dots (F.1)$$

在该公式的推导中，未限制各个周期间的应力和温度的大小，只假定了任何一个周期间应力和温度保持不变。因此，这个寿命分数提供了一个确定各应力和温度变化周期后断裂寿命用尽的方法。

线性破坏规律表明在寿命分数总和为 1，即 $F(j)=1$ 时将发生蠕变断裂。

该规律的限制范围尚不清楚，然而，该规律的工程实用性被广泛采纳，而且该规律通用于蠕变断裂和疲劳分析两个方面（见参考文献[31]、[32]、[33]和[34]）。

F.3 腐蚀分数公式的推导

对于连续变化的应力和温度，寿命分数可用一个积分式来表示：

$$F(t_{op})=\int_0^{t_{op}}\frac{dt}{t_r} \dots\dots\dots (F.2)$$

式中：

- t_{op} ——操作寿命；
- $t_r(\sigma,T)$ ——在应力 σ 和温度 T 下的断裂寿命；
- t ——时间。

通常，应力 σ 、温度 T 都是时间的函数。
至少在限定的应力或时间范围内（见 H.4）可将断裂寿命和应力的相关关系表示如下：

$$t_r=m\sigma^{-n}$$

式中：

- m 和 n ——作为温度函数的材料参数；
- n ——断裂指数。

对于指定的设计寿命 t_{DL} 和相应的断裂强度 σ_r ：

$$t_{DL}=m\sigma_r^{-n}$$

则：

$$m=t_{DL}\sigma_r^n$$

因此：

$$t_r=t_{DL}\left(\frac{\sigma_r}{\sigma}\right)^n \dots\dots\dots (F.3)$$

将公式 (F. 3) 代入公式 (F. 2), 寿命分数可表示为:

$$F(t_{\text{op}}) = \int_0^{t_{\text{op}}} \left[\frac{\sigma(t)}{\sigma_r} \right]^n \frac{dy}{t_{\text{DL}}} \dots\dots\dots (\text{F. 4})$$

式中:

$\sigma(t)$ ——用时间函数表示的应力。

一旦知道以往的温度和压力, 即可用该积分式计算, 但通常该计算难于完成。为了在炉管设计时解决这个问题, 假定温度为一个常数 (在 F. 5 中未作该假定)。因此, 剩下的变数就是作为时间函数的应力。采用平均直径公式, 就可按下式计算应力:

$$\sigma(t) = \frac{p_t}{2} \left(\frac{D_o}{\delta(t)} - 1 \right) \dots\dots\dots (\text{F. 5})$$

式中:

p_t ——断裂设计压力;

D_o ——外径;

$\delta(t)$ ——用时间函数表示的厚度。

通常, 断裂设计压力 (操作压力) 也是时间的函数, 然而, 像温度一样, 对炉管设计将它假定为一个常数。厚度由下列公式计算:

$$\delta(t) = \delta_0 - \phi_{\text{corr}} t \dots\dots\dots (\text{F. 6})$$

式中:

δ_0 ——初始厚度;

ϕ_{corr} ——腐蚀速率。

将公式 (F. 5) 和 (F. 6) 代入 (F. 4), 再进行积分, 就能简化计算 $F(t_{\text{op}})$ 。该积分不能按封闭形式进行, 必须简化假设。

令由 σ_r 计算的厚度为 δ_σ , 则:

$$\delta_\sigma = \frac{p_t D_o}{2\sigma_r + p_t}$$

初步近似:

$$\sigma(t) \cong \sigma_r \left[\frac{\delta_\sigma}{\delta(t)} \right] \dots\dots\dots (\text{F. 7})$$

将公式 (F. 5)、(F. 6) 和 (F. 7) 代入公式 (F. 4), 并积分后得下式:

$$F(t_{\text{op}}) = \frac{\delta_\sigma^n}{(n-1)\phi_{\text{corr}} t_{\text{DL}}} \left[\left(\frac{1}{\delta_0 - \phi_{\text{corr}} t_{\text{op}}} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{\delta_0} \right)^{n-1} \right] \dots\dots\dots (\text{F. 8})$$

在 $t = t_{\text{DL}}$ 时, $F(t_{\text{DL}})$ 应等于 1。即在设计寿命的末期积累的破坏分数应等于 1。采用 $F(t) = 1$ 和 $t = t_{\text{DL}}$ 代入公式 (F. 8) 则得出下式:

$$1 = \frac{\delta_{\sigma}^n}{(n-1)\phi_{\text{corr}} t_{\text{DL}}} \left[\left(\frac{1}{\delta_0 - \phi_{\text{corr}} t_{\text{DL}}} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{\delta_0} \right)^{n-1} \right] \quad \text{..... (F. 9)}$$

现令 $\delta_0 = \delta_{\sigma} + f_{\text{corr}} \delta_{\text{CA}}$ 和 $B = \delta_{\text{CA}} / \delta_{\sigma}$, 式中 $\delta_{\text{CA}} = \phi_{\text{corr}} t_{\text{DL}}$, 即腐蚀余量的定义为腐蚀速率乘以设计寿命。采用这些改变, 公式 (F. 9) 则成为对 f_{corr} 的公式:

$$1 = \frac{\delta_{\sigma}^n}{(n-1)B} \left[\left(\frac{1}{1 + f_{\text{corr}} B - B} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{1 + f_{\text{corr}} B} \right)^{n-1} \right] \quad \text{..... (F. 10)}$$

给定 B 和 n , 由公式 (F. 10) 就可以求解腐蚀分数 f_{corr} 。求解结果示于图 1。

F. 4 腐蚀分数的限制

除 F. 2 所述的线性破坏规律的限制外, 腐蚀分数是另一个限制因素。对于公式的推导, 在整个操作寿命期间假定温度、压力和腐蚀分数都是不变的。然而, 在运转的加热炉中, 这些参数通常并不是一个常数, 而对任何一个炉管设计, 却假定温度、压力和腐蚀分数都是常数。由于腐蚀分数是断裂设计方法中的一部分 (在 F. 5 中未假定温度为常数), 故在这种情况下, 认为这些假定是可以的。

腐蚀分数的推导也依赖于公式 (F. 3) 中断裂寿命与应力之间的关系。对于图 E. 1~E. 19 中拉森-米勒尔参数曲线为直线段的那些材料, 这种表示是正确的。对于拉森-米勒尔参数曲线为曲线段的那些材料, 使用公式 (F. 3) 相当于将曲线近似为直线。为了减少引起的误差, 图 E. 1~E. 19 中所示断裂指数数值是由最小 60 000h 和 100 000h 的断裂强度 (见 H. 4) 导出的。实际上, 这就是将较短的曲线段近似为直线并使常用范围内的误差减至最小。

最后, 采用公式 (F. 7) 的数学近似法。然而, 在使用时, 近似值越精确, 得出的腐蚀分数的图解式就越难于使用。另外, 得出的腐蚀分数与图 1 给出的数值差别小于 0.5%。这样小的误差和采用图 1 的简化方法证实了公式 (F. 7) 近似值的准确性。

F. 5 温度分数公式的推导

由于在蠕变—断裂范围内炉管设计对温度非常敏感, 操作初期和末期温度差别很大时应特别加以考虑。在 F. 3 条导出腐蚀分数时, 假定温度不变。如果能计算当量温度, 则腐蚀分数可用于温度变化的工况下。当量温度应该是这样的: 在这个恒定的当量温度下操作的炉管与变化的温度下操作有相同的蠕变破坏。公式 (6) 可用于计算从操作初期到操作末期温度是线性变化的当量温度。

公式 (F. 3) 给出了断裂寿命 t_r 与作用应力 σ 的相互关系。对断裂寿命同应力和温度两者的相互关系需要一个类似的公式。这个公式可用拉森-米勒尔参数图作出。这个图是一条直线 (或近似为直线的曲线) 时, 应力与拉森-米勒尔参数 Γ 呈如下关系:

$$\sigma = a \times 10^{-b\Gamma} \quad \text{..... (F. 11)}$$

式中:

a 、 b —— 曲线拟合常数;

$\Gamma = T^*(C_{\text{LM}} + \lg t_r) \times 10^{-3}$;

T^* —— 绝对温度, K;

C_{LM} —— 拉森-米勒尔常数;

t_r —— 断裂时间, h。

解公式 (F. 11) 中 t_r :

$$t_r = \frac{1}{10^{C_{\text{LW}}}} \left(\frac{a}{\sigma} \right)^{1000(bT^*)} \quad \dots\dots\dots (\text{F. 12})$$

将公式 (F. 12) 代入 (F. 2) 中, 则寿命分数变成下式:

$$F(t_{\text{op}}) = \int_0^{t_r} 10^{C_{\text{LW}}} \left(\frac{\sigma}{a} \right)^{1000(bT^*)} dt \quad \dots\dots\dots (\text{F. 13})$$

式中:

σ —— 为时间函数的应力;

T^* —— 为时间函数的绝对温度。

厚度也是时间的函数, 可表示如下:

$$\delta(t) = \delta_0 - \left(\frac{\Delta\delta}{t_{\text{op}}} \right) t = \delta_0 \left[1 - \left(\frac{\Delta\delta}{\delta_0} \right) \left(\frac{t}{t_{\text{op}}} \right) \right]$$

式中:

δ_0 —— 为初始厚度;

$\Delta\delta$ —— 在 t_{op} 时间内, 厚度的变化;

t_{op} —— 操作周期。

对此式, 设:

$$B = \frac{\Delta\delta}{\delta_0} \quad \dots\dots\dots (\text{F. 14})$$

$$\rho = \frac{t}{t_{\text{op}}} \quad \dots\dots\dots (\text{F. 15})$$

因此:

$$\delta(t) = \delta_0 (1 - B\rho) \quad \dots\dots\dots (\text{F. 16})$$

采用公式 (F. 5)、(F. 6) 和公式 (F. 7) 给出的近似值, 应力可表示如下:

$$\sigma(t) \cong \sigma_0 \left[\frac{\delta_0}{\delta(t)} \right] = \frac{\sigma_0}{1 - B\rho} \quad \dots\dots\dots (\text{F. 17})$$

式中:

$$\sigma_0 = \frac{p_r}{2} \left(\frac{D_0}{\delta_0} - 1 \right)$$

如果在时间 t_{op} 期间, 温度呈线性变化, 则温度 T^* 可表示成时间函数, 如下式:

$$T^*(t) = T_0^* + \left(\frac{\Delta T}{t_{op}} \right) t = T_0^* \left[1 + \left(\frac{\Delta T}{T_0^*} \right) \left(\frac{t}{t_{op}} \right) \right]$$

式中:

T_0^* ——初始绝对温度, K;

ΔT ——在操作周期时间 t_{op} 内的温度变化, K。

设:

$$\gamma = \frac{\Delta T}{T_0^*} \dots\dots\dots (F. 18)$$

采用公式 (F. 15) 和 (F. 18), 温度则变成如下公式:

$$T(t) = T_0^* (1 + \gamma \rho) \dots\dots\dots (F. 19)$$

采用公式 (F. 17) 和 (F. 19), 公式 (F. 13) 则成为:

$$F(t_{op}) = \int_0^1 10^{C_{LM}} \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0/(1+\gamma\rho)} t_{op} d\rho \dots\dots\dots (F. 20)$$

式中:

$$n_0 = \frac{1\ 000}{bT_0^*}$$

n_0 ——在初始温度 T_0^* 下的断裂指数。

该分析的目的在于在 T_0^* 和 $(T_0^* + \Delta T)$ 之间找到一个恒定的当量温度 T_{eq}^* , 这样在呈线性变化温度下操作周期 t_{op} 终了的寿命分数应等于当量温度下的寿命分数。当量温度可表示如下:

$$T_{eq}^* = T_0^* (1 + \gamma \varpi), \quad 0 < \varpi < 1 \dots\dots\dots (F. 21)$$

由公式 (F. 20), 得出的寿命分数如下:

$$F(t_{op}) = \int_0^1 10^{C_{LM}} \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0/(1+\gamma\varpi)} t_{op} d\rho \dots\dots\dots (F. 22)$$

使公式 (F. 20) 和 (F. 22) 相等, 并除以公用项, 得出参数 ϖ 的积分式:

$$\int_0^1 \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0/(1+\gamma\rho)} d\rho = \int_0^1 \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0/(1+\gamma\varpi)} d\rho \dots\dots\dots (F. 23)$$

给定 σ_0 、 a 、 n_0 、 B 和 γ , 公式 (F. 23) 可解得 ϖ 值。采用 ϖ 和公式 (F. 18) 及 (F. 21), 当量温度即可按下式计算:

$$T_{eq}^* = T_0^* \left(1 + \frac{\Delta T}{T_0^*} \varpi \right) = T_0^* + \varpi \Delta T \dots\dots\dots (F. 24)$$

参数 w 为 4.8 中的温度分数 f_T 。

如果将给出的各个数值组成下列两个参数, 则公式 (F. 23) 可用图解法近似求解:

$$V = n_0 \gamma \ln \left(\frac{a}{\sigma_0} \right) = n_0 \left(\frac{\Delta T}{T_0^*} \right) \ln \left(\frac{a}{\sigma_0} \right)$$

$$N = n_0 B = n_0 \left(\frac{\Delta \sigma}{\sigma_0} \right)$$

采用这两个参数, 求解公式 (F. 23), 如图 2。

表 3 中的参数 A 是公式 $\sigma = a \times 10^{-b\Gamma}$ 中最小二乘方曲线有关常数 a 和 b 中的一个, Γ 是拉森-米勒尔参数, σ 是最小断裂强度。对拉森-米勒尔曲线成直线的材料, 可以从曲线的任意两点直接计算 A。对其它所有材料, 在断裂许用应力和弹性应力的交界点以下的应力范围内, 用最小断裂强度的最小二乘方近似计算 (这是最常用的范围), 对计算温度分数是足够准确的。

附 录 G
(资料性附录)
常用系数及钢号对照

G.1 最小腐蚀裕量

表 G.1 最小腐蚀裕量

炉 管 材 料	最小腐蚀裕量 mm
碳素钢至 C- $\frac{1}{2}$ Mo	3
低合金钢至 9Cr-1Mo	2
高于 9Cr-1Mo 至奥氏体钢	1

G.2 炉管材料的热导率

表 G.2 炉管材料的热导率

材 料	在下列温度下的热导率 (λ_s) W/m·℃														
	20	50	100	150	200	250	300	350	400	450	500	550	600	650	700
	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃	℃
碳钢	60.7	59.6	57.9	55.9	53.7	51.6	49.2	47.0	44.8	42.6	40.4	38.2	35.9	33.7	31.3
C- $\frac{1}{2}$ Mo 1 $\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo	40.7	40.8	40.8	40.5	40.0	39.4	38.7	37.8	36.8	35.9	34.8	33.9	32.8	31.5	29.5
2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 3Cr-1Mo	36.2	36.5	36.9	37.2	37.2	37.1	36.7	36.1	35.5	34.7	33.8	32.8	31.9	31.1	29.9
5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo-Si	27.5	28.4	29.8	30.8	31.4	32.0	32.0	32.0	31.8	31.5	31.2	30.7	30.0	29.4	28.6
9Cr-1Mo	22.2	23.1	24.4	25.5	26.3	26.9	27.4	27.7	27.9	28.0	27.9	27.8	27.7	27.3	27.0
18Cr-8Ni 18Cr-11Ni	14.9	15.3	16.2	17.0	17.9	18.7	19.4	20.2	20.8	21.6	22.2	23.0	23.6	24.2	25.0
16Cr-12Ni-2Mo 18Cr-10Ni-Nb 18Cr-10Ni-Ti 25Cr-20Ni	14.2	14.6	15.4	16.1	16.9	17.5	18.3	19.0	19.7	20.5	21.2	21.9	22.6	23.2	23.8

表 G. 2 (续) 炉管材料的热导率

材 料	在下列温度下的热导率 (λ_s)														
	W/m·℃														
	20 ℃	50 ℃	100 ℃	150 ℃	200 ℃	250 ℃	300 ℃	350 ℃	400 ℃	450 ℃	500 ℃	550 ℃	600 ℃	650 ℃	700 ℃
25Cr-12Ni 25Cr-35Ni-N-Ce	11.1	11.7	12.4	13.3	14.1	15.0	15.9	16.7	17.5	18.3	19.2	20.0	20.9	21.6	22.3
UNS N08800 UNS N08810	11.6	12.0	12.9	13.9	14.8	15.6	16.3	17.1	17.8	18.6	19.4	20.3	21.1	22.0	22.8

G. 3 炉管材料的平均线胀系数

表 G. 3 炉管材料的平均线胀系数

材 料	20℃至下列温度 (℃) 之间的平均线胀系数 (α)												
	10 ⁻⁶ mm/(mm·℃)												
	200 ℃	250 ℃	300 ℃	350 ℃	400 ℃	450 ℃	500 ℃	550 ℃	600 ℃	650 ℃	700 ℃	750 ℃	800 ℃
碳素钢, 碳钼 钢, 低铬钼钢 (至 3Cr1Mo)	12.25	12.56	12.90	13.24	13.58	13.93	14.19	14.42	14.62	14.74	14.90	15.02	—
5Cr-1Mo 至 9Cr-1Mo	11.39	11.66	11.90	12.15	12.38	12.63	12.86	13.05	13.18	13.35	13.48	15.58	—
18Cr-8Ni	17.25	17.42	17.61	17.79	17.99	18.19	18.36	18.58	18.71	18.87	18.97	19.07	19.29
25Cr-20Ni	16.05	16.06	16.07	16.11	16.13	16.17	16.31	16.56	16.68	16.91	17.14	17.20	—

G. 4 炉管材料的弹性模量

表 G. 4 炉管材料的弹性模量

材 料	在下列温度 (℃) 下的弹性系数 (E)														
	10 ⁵ MPa														
	20 ℃	100 ℃	150 ℃	200 ℃	250 ℃	300 ℃	350 ℃	400 ℃	450 ℃	500 ℃	550 ℃	600 ℃	650 ℃	700 ℃	750 ℃
碳钢, C≤0.30%	2.03	1.98	1.95	1.91	1.89	1.86	1.79	1.71	1.62	1.50	1.37	—	—	—	—
碳钼钢	2.03	1.96	1.93	1.89	1.87	1.83	1.77	1.69	1.60	1.48	1.35	1.21	1.06	—	—

表 G.4 (续) 炉管材料的弹性模量

材 料	在下列温度 (℃) 下的弹性系数 (E)														
	10 ⁵ MPa														
	20 ℃	100 ℃	150 ℃	200 ℃	250 ℃	300 ℃	350 ℃	400 ℃	450 ℃	500 ℃	550 ℃	600 ℃	650 ℃	700 ℃	750 ℃
铬钼钢, Cr ½%~2%	2.05	2.00	1.96	1.93	1.90	1.87	1.83	1.79	1.74	1.69	1.63	1.58	1.50	1.42	1.32
铬钼钢, Cr 2¼%~3%	2.11	2.05	2.03	1.99	1.96	1.92	1.89	1.84	1.79	1.74	1.68	1.62	1.55	1.46	1.36
铬钼钢, Cr 5%~9%	2.13	2.07	2.05	2.00	1.98	1.94	1.90	1.84	1.76	1.66	1.53	1.39	1.25	1.08	0.91
不锈钢 TP304, 310 316 321, 347	1.95	1.90	1.86	1.83	1.79	1.75	1.72	1.69	1.64	1.61	1.56	1.52	1.46	1.40	1.34
镍基合金 UNS N08800 UNS N08810	1.97	1.91	1.89	1.87	1.84	1.83	1.80	1.77	1.73	1.70	1.66	1.64	1.60	—	—

G.5 国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表

表 G.5 国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表

国 产 炉 管	ASTM	
	材 料	名称、型号或级别
10、20	低碳钢	A161、A192
—	中碳钢	A53B、A106B、A210A-1
12CrMo	C-½Mo	A161 T1、A209 T1、A335 P1
15CrMo	1¼Cr-½Mo	A200 T11、A213 T11、A335 P11
1Cr2Mo	2¼Cr-1Mo	A200 T22、A213 T22、A335 P22
1Cr3Mo	2Cr-1Mo	A213 T21、A335 P21、A200 T21
1Cr5Mo	5Cr-½Mo	A200 T5、A213 T5、A335 P5
1Cr5MoSi	5Cr-½Mo-Si	A213 T5b、A335 P5b

表 G.5 (续) 国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表

国 产 炉 管	ASTM	
	材 料	名称、型号或级别
1Cr7Mo	7Cr- $\frac{1}{2}$ Mo	A200 T7、A213 T7、A335 P7
1Cr9Mo	9Cr-1Mo	A200 T9、A213 T9、A335 P9
1Cr9MoV	9Cr-1Mo-V	A200 T91、A213 T91、A335 P91
1Cr19Ni9	18Cr-8Ni	A213、A271、A312、A376 TP304、TP304H
1Cr16Ni12Mo2	16Cr-12Ni-2Mo	A213、A271、A312、A376 TP316、TP316L、TP316H
1Cr18Ni10Ti	18Cr-10Ni-Ti	A213、A271、A312、A376 TP321、TP321H
1Cr19Ni11Nb	18Cr-10Ni-Nb	A213、A271、A312、A376 TP347、TP347H
Cr20Ni32	Ni-Fe-Cr	B407 alloy 800H、alloy 800HT
Cr25Ni20	25Cr-20Ni	A608 HK40

附录 H

(资料性附录)

数据来源

H.1 概述

图 E.1 到图 E.19 中的屈服强度、抗拉强度及断裂强度数据尽可能取自 ASTM 数据系列出版物^{[22], [23], [24], [25], [26], [27]} (见表 H.1)。这些出版物中所包括的详细描述与数据讨论在本附录中不再重复。本附录中仅限于讨论与已公布的数据有差异的, 以及一些已被采用但尚未通用的数据。

H.2 最小断裂强度

ASTM 数据系列出版物包括各种断裂强度外推方法的评估。由这些评估选出最可靠的外推数据。本标准中所用的 100 000h 平均断裂强度和最小断裂强度就是采用这种方法计算的。所用最小断裂强度值的最低可信度为 95%, 全部试样 95% 的断裂强度都大于此值。最小断裂强度首先是通过使用最小二乘法计算出平均断裂强度曲线, 然后从平均断裂强度值中减去 1.65 倍标准偏差值而得到的。在表 H.1 中列出了各种合金钢的具体图号和数据系列号。

H.3 拉森-米勒尔参数曲线

拉森-米勒尔参数由设计金属温度 T_d 和设计寿命 t_{DL} 组成, 表达式如下:

当 T_d 单位为 $^{\circ}\text{C}$ 时:

$$(T_d + 273)(C_{LM} + \lg t_{DL}) \times 10^{-3}$$

对铁素体钢和奥氏体钢通常采用的经验值分别为 $C_{LM} = 20$ 和 $C_{LM} = 15$ 。对 T91 或 P91, 9Cr-1Mo-V 钢, $C_{LM} = 30$ 。为了计算在任意设计金属温度和任意设计寿命下的断裂许用应力, 用上面给出的 C_{LM} 值先计算参数值, 然后用拉森-米勒尔参数曲线中的一个曲线就可求出相应的断裂强度。

为了允许管子设计的寿命不是 100 000h, 在图 E.1 到图 E.19 的右边绘出了拉森-米勒尔参数曲线。这些曲线是由 100 000h 的平均断裂强度和最小断裂强度得出的。这些曲线可用于估计设计寿命由 20 000h 到 200 000h 的断裂许用应力 (最小断裂强度)。20 000h、40 000h 和 60 000h 断裂许用应力以及 100 000h 断裂许用应力一并画在图 E.1 到图 E.19 的左边。

注意这并不是拉森-米勒尔参数的正常应用。习惯上, 拉森-米勒尔曲线是由断裂强度试验数据推导出来的。它是一种将短期试验数据外推为长期断裂强度的方法。得出的外推值对某些合金钢适用, 但不全适用。列于表 H.1 中的 ASTM 数据系列的大部分材料检验了这种拉森-米勒尔外推曲线的适用性。

本标准所采用的拉森-米勒尔参数曲线是用 100 000h 断裂强度值外推得出的。所用值已在 ASTM 各个数据系列出版物中列出。它们是以所认定的最可靠的方法评估出来的。对低碳钢和中碳钢、Alloy 800H/800HT 和 HK40 的 100 000h 断裂强度是用拉森-米勒尔外推法定出的 (其它合金钢采用别的方法)。表 H.1 列出每种合金钢所用的外推法, 因此, 本标准中的拉森-米勒尔曲线与各个 ASTM 数据系列出版物中的不相同。100 000h 断裂强度用其它方法确定时, 本标准中的拉森-米勒尔参数曲线不可能给出小于 20 000h 或大于 200 000h 的可靠数据。

表 H.1 屈服、抗拉和断裂强度数据来源

合 金 牌 号	ASTM 出版物	屈服 强度 ^a	抗拉 强度 ^a	断裂 强度	采用 方法	备 注
碳钢	DS11S1	图 7c	图 7d	(见 H. 6. 1)	LM	采用细晶粒 回火后之值
C-½Mo 钢	DS47	图 7a	图 7b	(见 H. 6. 2)	LM	—
1¼Cr-½Mo 钢	DS50	图 6c	图 6d	(见 H. 6. 3)	IL	采用非板材值
2¼Cr-1Mo 钢	DS6S2	图 7a	图 7b	(见 H. 6. 4)	MC	—
3Cr-1Mo 钢	DS58	图 7a	图 7b	图 17c ^a	IL	—
5Cr-½Mo 钢	DS58	图 8a	图 8b	图 26c ^a	IL	—
5Cr-½Mo-Si 钢	DS58	图 9a	图 9b	图 33c ^a	IL	—
7Cr-½Mo 钢	DS58	图 11a	图 11b	图 47c ^a	IL	—
9Cr-1Mo 钢	DS58	图 12a	图 12b	图 54c ^a	IL	—
9Cr-1Mo-V 钢	MPC	—	—	—	LM	—
18Cr-8Ni 钢	DS5S2	图 14b	图 15b	表 7、10 ^a	IL	采用修正值 图 14a 和 15a 用于 540℃ (1 000°F) ^a
16Cr-12Ni-2Mo 钢	DS5S2	图 14e	图 15e	表 7、10 ^a	IL	采用修正值
16Cr-12Ni-2Mo(316L) 钢	DS5S2	图 14f	图 15f	表 7 ^a	IL	最小值 为平均值的 80%
18Cr-10Ni-Ti 钢	DS5S2	图 14g	图 15g	表 7、10 ^a	IL	采用修正值
18Cr-10Ni-Nb 钢	DS5S2	图 14h	图 15h	表 7、10 ^a	IL	采用修正值
Ni-Fe-Cr (Alloy 800H/800HT)	—	—	—	(见 H. 6. 5)	LM	—
25Cr-20Ni(HK40)	—	—	—	(见 H. 6. 6)	LM	—
LM=拉森-米勒尔 IL=分段法(见 ASTM DS 出版物) MC=曼森折衷法 注 1: ASTM 数据系列参见[22], [23], [24], [25], [26], [27]。 注 2: 数据来自 MPC 公司 (Materials Properties Council, Inc)。						
^a 参见本表中第 2 栏 ASTM 数据系列出版物。						

H.4 断裂指数

恒温蠕变—断裂数据可以方便地在应力对数值与断裂时间对数值图中绘出。这些曲线称为应力—断裂曲线，它通常是一条直线，或在一定范围内成直线。该直线可用下式表示：

$$t_r = m\sigma^{-n}$$

式中：

t_r ——断裂时间；

m 和 n ——随温度变化的材料参数；

σ ——应力。

n 为断裂指数，与应力—断裂曲线的斜度有关。

断裂指数 n 的大小可由曲线上的两点算出。如果应力 σ_1 的断裂时间为 t_{r1} ，应力 σ_2 的断裂时间为 t_{r2} ，则：

$$n = \frac{\lg(t_{r1}/t_{r2})}{\lg(\sigma_2/\sigma_1)}$$

如应力—断裂曲线为直线时，则曲线上任意两点得出的 n 值均相同。当应力—断裂曲线不是直线时， n 值随所选两点的位置不同而不同。这是因为直线斜度取决于该部分曲线近似斜度。

图 E.1 到图 E.19 的断裂指数是根据由拉森-米勒尔参数曲线定出的 60 000h 与 100 000h 的最小断裂强度绘出的。选用这些特定时间可以使在通常的操作应力范围内是一条近似直线。

H.5 对已公布数据的修改和补充

图 E.1 到图 E.19 中的数据尽可能取自 ASTM 数据系列出版物^{[22], [23], [24], [25], [26], [27]}。屈服强度、抗拉强度和断裂强度有关具体图号和表号在表 H.1 中给出。在某些情况下，本标准对断裂强度外推值进行了修改，或采用该数据求得新的外推值。这些修改和补充在 H.6.2 到 H.6.9 中加以说明。在现有的 ASTM 出版物中没有包括 Alloy 800H/800HT 和 HK40，绘制这些合金钢曲线所用的数据在 H.6.5 和 H.6.6 中说明。

H.6 钢号

H.6.1 碳钢

在数据系列 11S1 中断裂强度的确定没有区分低碳钢 (A192) 和中碳钢 (A106 和 A210)，这三种钢材的数据都用来计算数据系列 11S1 中的拉森-米勒尔曲线。在本标准中图 E.1 和图 E.2 是两组不同数据并计算了两个拉森-米勒尔曲线绘出的。确定平均断裂强度和最小断裂强度的方法与数据系列 11S1 不同。平均断裂强度拉森-米勒尔曲线是用最小二乘法得出的，而最小断裂强度曲线是从平均断裂强度曲线中减去 1.65 倍数据的标准偏差值得到的。

H.6.2 C- $\frac{1}{2}$ Mo 钢

在数据系列 47 的图 18a 中拉森-米勒尔曲线上靠近参数值 20.5 处有一个转折点。我们认为右边向上弯的数据是不可靠的。在本标准中图 E.3 所示的参数曲线上，参数值 20.5 以上是用直线任意延伸的。在图 E.3 中用虚线表示。

H.6.3 1 $\frac{1}{2}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢

在数据系列 50 的图 27c 中，分段外推法的回归采用了三次方或更高次方多项式。所得的平均和最小断裂强度曲线朝上向右弯。使图 27c 所示数据点与二次方曲线吻合也会得出向上弯的曲线。我们认为向上弯的曲线是不可靠的，所以对于本标准图 27c 上的数据点是通过计算一次方曲线得到的。算出的平均及最小断裂强度曲线表示在图 E.4 中。

H. 6.4 2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 钢

数据系列 6S2 中最合理的外推值是由强度—温度回归法做出来的, 如图 22 和图 26 所示。同数据系列 50 的 1 $\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 一样, 回归法采用了一个三次方或高次方的多项式。我们认为所得曲线是不可靠的。对本标准, 图 26 中的曼森 (Manson) 折衷曲线用于 595℃ 以下, 并向下延伸与强度温度回归曲线交于 650℃。所得 100 000h 平均和最小断裂强度曲线如图 E. 5 所示, 通常它等于或低于数据系列 6S2 中的强度—温度回归曲线。

H. 6.5 Ni-Fe-Cr (alloy 800H/HT)

图 E. 18 中 Alloy 800H/800HT 的拉森-米勒尔曲线是由同一来源中的 91 个断裂试验数据点绘出来的。这些试验采用了 Alloy 800H/800HT 的 6 个冶炼炉次的试样 (化学组成和晶粒度符合要求), 把它们做成棒形、板形及管形。全部试验除一个在 1 040℃ 进行外, 其余全部在 980℃ 或更低的温度下进行。平均和最小断裂强度曲线是用最小二乘法算出的。使用二次方曲线不能明显改善这些数据的适应性。

H. 6.6 25Cr-20Ni (HK40)

图 E. 19 中 HK40 拉森-米勒尔曲线是由 87 个断裂试验数据点绘出的。这些试验来源有 4 处, 包括 HK40 的 7 个冶炼炉次。这些炉次含碳量由 0.35 至 0.45。这些评定试验全是在 1 040℃ 以下进行的。因为高于这个温度金相会有显著变化而影响到断裂强度。平均和最小断裂强度二次曲线是由最小二乘法计算的。

H. 6.7 25Cr-35Ni-HP 改良型

HP-改良型铸造管的应力曲线未包括在本标准中。该材料是各铸造厂的专利, 因而不可能提供出适用于各铸造厂家的通用应力数据。

H. 6.8 9Cr-1Mo-V 钢

该材料的最高限制温度为 650℃ 是因为缺乏高于此温度的应力数据。见图 E. 11。

附录 I
(资料性附录)
计算示例

I.1 弹性设计

下述示例说明弹性范围设计公式的应用。假定给出下列资料：

材质：18Cr-10Ni-Nb，347 型不锈钢

$D_o = 168.3\text{mm}$

$p_{cl} = 6.2\text{MPa}$ 表压

$T_d = 425^\circ\text{C}$

$\delta_{CA} = 3.2\text{mm}$

由图 E.17

$\sigma_{el} = 125\text{MPa}$

$\sigma_y = 140\text{MPa}$

应用公式 (2) 和 (3)

$$\delta_o = \frac{(6.2)(168.3)}{2(125) + 6.2} = 4.0\text{ mm}$$

$\delta_{min} = 4.0 + 3.2 = 7.2\text{ mm}$

此设计计算汇总于表 I.1 中。

表 I.1 弹性设计计算示例

计 算 表		
加热炉 _____ 装置 _____ 炼油厂 _____		
盘 管 材质：347 型 标 准：ASTM A 213		
最小厚度计算	弹 性 设 计	断 裂 设 计
外径，mm	$D_o = 168.3$	$D_o =$
设计压力，MPa 表压	$p_{cl} = 6.2$	$p_r =$
最高或当量金属温度，℃	$T_{max} =$	$T_{max} =$
温度裕量，℃	$T_A =$	$T_A =$
设计金属温度，℃	$T_d = 425$	$T_d =$
设计寿命，h	—	$t_{DL} =$
T_d 下许用应力，图 E.1 至图 E.19，MPa	$\sigma_{el} = 125$	$\sigma_r =$
应力厚度，公式 (2) 或 (4)，mm	$\delta_o = 4.0$	$\delta_o =$
腐蚀裕量，mm	$\delta_{CA} = 3.2$	$\delta_{CA} =$
腐蚀分数，图 1， $n =$ $B =$	—	$f_{corr} =$
最小厚度，公式 (3) 或 (5)，mm	$\delta_{min} = 7.2$	$\delta_{min} =$

I.2 热应力校核（仅对弹性范围）

按 I.1 设计的炉管的热应力 (σ_T) 应按附录 C 所给公式校核如下：

$$\alpha = 18.1 \times 10^{-6} \text{ mm}/(\text{mm} \cdot ^\circ\text{C}) \text{ (线胀系数由附录 G 中表 G.3 查出)}$$

$$E = 1.66 \times 10^5 \text{ MPa} \text{ (弹性模量由附录 G 中表 G.4 查出)}$$

$$\nu = 0.3 \text{ (钢材的泊松比通常采用此值)}$$

$$q_o = 63.1 \text{ kW/m}^2 \text{ (假定的热强度)}$$

$$\lambda_s = 20.6 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C}) \text{ (热导率由附录 G 中图表 G.2 查出)}$$

应用公式 (C.2)：

$$X = \left[\frac{(18.1 \times 10^{-6})(1.66 \times 10^5)}{4(1-0.3)} \right] \left[\frac{(63.1)(168.3)}{(20.6)} \right] = 553.2 \text{ MPa}$$

I.1 中计算出的厚度为最小值。热应力计算中应采用平均厚度。平均厚度（见 4.7）计算如下：

$$(7.2)(1+0.14) = 8.2 \text{ mm}$$

实际内径计算如下：

$$D_i = 168.3 - 2(8.2) = 151.9 \text{ mm}$$

$$y = 168.3/151.9 = 1.108$$

式中 $y = D_o/D_i$ ，即外径与实际内径的比值。

公式 (C.1) 中方括号内项目计算如下：

$$\frac{2(1.108)^2}{(1.108)^2 - 1} \ln(1.108) - 1 = 0.106$$

则用公式 (C.1) 计算最高热应力 $\sigma_{T\max}$ 如下：

$$\sigma_{T\max} = (553.2)(0.106) = 58.6 \text{ MPa}$$

当奥氏体钢屈服强度为 140MPa 时，由公式 (C.4) 和 (C.6) 的热应力限制值如下：

$$\sigma_{T\lim 1} = [2.7 - 0.9(1.108)](140) = 238 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{T\lim 2} = (1.8)(140) = 252 \text{ MPa}$$

由于最高热应力小于这些限制值，所以设计是允许的。

如将管子厚度加以改变（如采用 Sch. 80S 的管子），用实际平均厚度计算热应力及其限制值如下：

6in Sch. 80S 的管内径如下：

$$D_i = 146.3 \text{ mm}$$

则：

$$y = 168.3/146.3 = 1.150$$

公式 (C.1) 中方括号内项目计算如下：

$$\frac{2(1.150)^2}{(1.150)^2 - 1} \ln(1.150) - 1 = 0.146$$

则用公式 (C.1) 计算最高热应力 $\sigma_{T\max}$ 如下：

$$\sigma_{T\max} = (553.2)(0.146) = 80.9 \text{ MPa}$$

此炉管平均厚度是 11.0mm，则最小厚度计算如下：

$$\delta_{\min} = \frac{11.0}{1+0.14} = 9.6 \text{ mm}$$

由公式 (C.7)，得应力为：

$$\sigma_{pm} = \frac{6.2}{2} \left(\frac{168.3}{9.6} - 1 \right) = 51.2 \text{ MPa}$$

基于一次应力加二次应力强度的热应力限制采用公式 (C.9) 计算。

代入上述各值, 热应力限制计算如下:

$$\sigma_{Tim1} = (2.7 \times 140) - (1.15 \times 51.2) = 319.1 \text{ MPa}$$

热应力棘齿限制值用公式 (C.12) 计算。在本例条件下, 限制值如下:

$$\sigma_{Tim2} = 4 \left[(1.35 \times 140) - 51.2 \right] = 551.2 \text{ MPa}$$

更厚管子的热应力全在这些限制以下。

1.3 恒温下的断裂设计

将 1.1 中的示例加以改动可说明蠕变—断裂范围设计公式的应用。假定 1.1 中所述的管子按如下条件设计:

$$T_d = 705^\circ\text{C}$$

$$t_{DL} = 100\,000\text{h}$$

$$P_r = 5.8 \text{ MPa 表压}$$

由图 E.17 查得:

$$\sigma_r = 37.3 \text{ MPa}$$

由公式 (4) 得:

$$\delta_\sigma = \frac{(5.8)(168.3)}{2(37.3) + 5.8} = 12.1 \text{ mm}$$

由此:

$$B = \frac{3.2}{12.1} = 0.264$$

由图 E.17

$$n = 4.4$$

利用 B 和 n , 由图 1 可查得腐蚀分数:

$$f_{\text{corr}} = 0.558$$

因此, 由公式 (5):

$$\delta_{\min} = 12.1 + (0.558 \times 3.2) = 13.9 \text{ mm}$$

为使设计更合理, 需用弹性设计压力代替断裂设计压力, 对弹性设计校核。用上述数据由公式 (2) 和 (3) 得:

$$\sigma_{el} = 113 \text{ MPa}$$

$$\delta_\sigma = \frac{(6.2)(168.3)}{2(113) + 6.2} = 4.5 \text{ mm}$$

$$\delta_{\min} = 4.5 + 3.2 = 7.7 \text{ mm}$$

由于断裂设计的 δ_{\min} 较大, 故作为设计控制值。该设计计算汇总于表 1.2 中。

1.4 在温度线性变化下的断裂设计

按 1.3 条所述的管子, 假定管子金属温度由操作初期的 635°C 变至操作末期的 690°C 。假定操作持

续一年，这段时间厚度变化约 0.33mm。

假定初期最小厚度为 8mm，利用公式 (1)，则最初应力为：

$$\sigma_0 = \frac{5.8}{2} \left(\frac{168.3}{8.0} - 1 \right) = 58.1 \text{MPa}$$

在操作初期温度下， $n_0=4.8$ 。由表 3 查得，常数 A 为 $1.23 \times 10^6 \text{MPa}$ 。所以温度分数参数为：

$$V = 4.8 \left(\frac{55}{908} \right) \ln \left(\frac{1.23 \times 10^6}{58.1} \right) = 2.9$$

$$N = 4.8 \left(\frac{0.33}{8.0} \right) = 0.2$$

由图 2， $f_T=0.62$ ，应用公式 (6) 求得当量温度如下：

$$T_{eq} = 635 + (0.62 \times 55) = 669^\circ\text{C}$$

表 1.2 断裂设计计算示例（恒温）

计 算 表		
加热炉 _____ 装置 _____ 炼油厂 _____		
盘 管 材质：347 型 标 准：ASTM A213		
最小厚度计算	弹 性 设 计	断 裂 设 计
外径，mm	$D_o = 168.3$	$D_o = 168.3$
设计压力，MPa 表压	$p_d = 6.2$	$p_r = 5.8$
最高或当量金属温度， $^\circ\text{C}$	$T_{max} =$	$T_{max} =$
温度裕量， $^\circ\text{C}$	$T_A =$	T_A
设计金属温度， $^\circ\text{C}$	$T_d = 705$	$T_d = 705$
设计寿命，h	—	$t_{DL} = 100\,000$
T_d 下许用应力，图 E.1 至图 E.19，MPa	$\sigma_d = 113$	$\sigma_r = 37.3$
应力厚度，公式 (2) 或 (4)，mm	$\delta_o = 4.5$	$\delta_o = 12.0$
腐蚀裕量，mm	$\delta_{CA} = 3.2$	$\delta_{CA} = 3.2$
腐蚀分数，图 1， $n=4.4$ $B=0.264$	—	$f_{corr} = 0.558$
最小厚度，公式 (3) 或 (5)，mm	$\delta_{min} = 7.7$	$\delta_{min} = 13.9$

将 15℃温度裕量加上后，得设计温度为 684℃，该温度圆整到 685℃，用这个温度按 1.3 中所述方法计算得：

$\delta_o = 9.9\text{mm}$

$\delta_{\min} = 9.9 + (0.572 \times 3.2) = 11.7\text{mm}$

其厚度与原始假定的厚度 8.0mm 不同。应用这个厚度，应力计算如下：

$\sigma_o = \frac{5.7}{2} \left(\frac{168.3}{11.7} - 1 \right) = 38.8\text{MPa}$

在该应力下，温度分数参数 V 和 N 为：

$V = 4.8 \left(\frac{55}{908} \right) \ln \left(\frac{1.23 \times 10^6}{38.8} \right) = 3.0$

$N = 4.8 \left(\frac{0.33}{11.7} \right) = 0.1$

利用这些数值，由图 2 得 $f_T = 0.62$ ，该值与第一步计算相同。因温度分数没有变化。故不需重新计算。这个计算汇总于计算表表 1.3 中。

表 1.3 断裂设计计算示例（变温）

计 算 表		
加热炉 _____ 装置 _____ 炼油厂 _____		
盘 管 _____ 材质：347 型 _____ 标 准：ASTM A 213		
最小厚度计算	弹 性 设 计	断 裂 设 计
外径，mm	$D_o =$	$D_o = 168.3$
设计压力，MPa 表压	$p_d =$	$P_r = 5.8$
最高或当量金属温度，℃	$T_{eq} =$	$T_{eq} = 669$
温度裕量，℃	$T_A =$	$T_A = 15$
设计金属温度，℃	$T_d =$	$T_d = 685$
设计寿命，h	—	$t_{DL} = 100\,000$
T_d 下许用应力，图 E. 1 至图 E. 19，MPa	$\sigma_{el} =$	$\sigma_r = 46.6$
应力厚度，公式（2）或（4），mm	$\delta_o =$	$\delta_o = 9.9$
腐蚀裕量，mm	$\delta_{CA} =$	$\delta_{CA} = 3.2$
腐蚀分数，图 1， $n = 4.5$ $B = 0.322$	—	$f_{corr} = 0.572$
最小厚度，公式（3）或（5），mm	$\delta_{\min} =$	$\delta_{\min} = 11.7$

表 I.3 (续) 断裂设计计算示例 (变温)

计 算 表		
加热炉 _____	装置 _____	炼油厂 _____
盘 管	材质: 347 型	标 准: ASTM A 213
当量管子金属温度计算		
操作周期, a	$t_{op} =$	1.0
操作初期时金属温度, °C	$T_{sor} =$	635
操作末期时金属温度, °C	$T_{eor} =$	690
操作周期内温度变化, K	$\Delta T^* =$	55
操作初期时金属绝对温度, K	$T_{sor}^* =$	908
操作周期内厚度变化, mm	$\Delta \delta =$	0.33
假定的最初厚度, mm	$\delta_0 =$	8.00
相应的最初应力, 公式 (1), MPa	$\sigma_0 =$	58.1
材料常数, 表 3, MPa	$A =$	1.23×10^6
在 T_{sor} 下的断裂指数, 图 E.1 到图 E.19	$n_o =$	4.8
温度分数, 图 2, $V=2.9$, $N=0.2$	$f_T =$	0.62
当量管子金属温度, 公式 (6), °C	$T_{eq} =$	669

参 考 文 献

- [1] ASTM A 53, *Standard specification for pipe, steel, black and hot-dipped, zinc-coated, welded and seamless*
- [2] ASTM A 106, *Standard specification for seamless carbon steel pipe for high-temperature service*
- [3] ASTM A 161¹⁾, *Standard specification for seamless low-carbon and carbon-molybdenum steel still tubes for refinery service*
- [4] ASTM A 192/A 192M, *Standard specification for seamless carbon steel boiler tubes for high-pressure service*
- [5] ASTM A 200²⁾, *Specification for seamless intermediate alloy-steel still tubes for refinery service*
- [6] ASTM A 209/A 209M, *Standard specification for seamless carbon-molybdenum alloy-steel boiler and superheater tubes*
- [7] ASTM A 210/A 210M, *Standard specification for seamless medium-carbon steel boiler and superheater tubes*
- [8] ASTM A 213/A 213M, *Standard specification for seamless ferritic and austenitic alloy-steel boiler, superheater, and heat-exchanger tubes*
- [9] ASTM A 271³⁾, *Standard specification for seamless austenitic chromium-nickel steel still tubes for refinery service*
- [10] ASTM A 312/A 312M, *Standard specification for seamless and welded austenitic stainless steel pipes*
- [11] ASTM A 335/A 335M, *Standard specification for seamless ferritic alloy-steel pipe for high-temperature service*
- [12] ASTM A 376/A 376M, *Standard specification for seamless austenitic steel pipe for high-temperature central-station service*
- [13] ASTM A 608, *Standard specification for centrifugally cast iron-chromium-nickel high-alloy tubing for pressure application at high temperatures*
- [14] ASTM B 407, *Standard specification for nickel-iron-chromium alloy seamless pipe and tube*
- [15] API RP 941, *Steels for hydrogen service at elevated temperatures and pressures in petroleum refineries and petrochemical plants*
- [16] Tucker J. T., Coulter E. E., and Kouistra L. F. Effects of wall thickness on stress-rupture life of tubular specimens, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Series D, Journal of Basic Engineering*, 82, June 1960, pp. 465-476
- [17] Carlson W. B. and Duval D. Rupture data and pipe design formulae, *Engineering*, 193, June 22, 1962, pp. 829-831
- [18] CHITTY A. and DUVAL D. The creep-rupture properties of tubes for high temperature steam power

¹⁾ ASTM A 161 于 1999 年废止, 被 ASTM A 192/A 192M 和 ASTM A 209/A 209M 取代。

²⁾ ASTM A 200 于 1999 年废止, 被 ASTM A 213/A 213M 取代。

³⁾ ASTM A 271 于 1999 年废止, 被 ASTM A 213/A 213M 取代。

plant, Paper presented at the *Joint International Conference on Creep*, New York and London, 1963

[19] YOSHIDA S., TANCHI C. ICHINO I. and VEMATSU K., Creep and creep-rupture properties of Type 316 stainless steel cladding tubes for the experimental fast breeder reactor JOYO, Paper presented at the *International Conference on Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications*, Philadelphia, September 1973

[20] ASME B31. 3, Process piping

[21] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, Rules for construction of pressure vessels, Division 2, Alternative rules

[22] smith G. V. Wrought 304, 316, 321, and 347 Stainless Steel (Data Series 5S2), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, February 1969

[23] smith G. V. 2% -1Mo Steel (Data Series 6S2), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, March 1971

[24] smith G. V. Wrought carbon steel (Data Series 11S1), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, January 1970

[25] smith G. V. C-Mo, Mn-Mo, and Mn-Mo-Ni Steels (Data Series 47), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, November 1971

[26] smith G. V. ViCr-'AMo, ICr-YzMo, and 1% -1Yi Mo-Si steels (Data Series 50), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, September 1973

[27] smith G. V. 3 to 9 percent chromium-molybdenum steels (Data Series 58), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, October 1975

[28] API RP 530, Calculation of heater tube thickness in petroleum refineries, 1st ed., American Petroleum Institute, Washington, D.C., 1958

[29] API RP 530, Calculation of heater tube thickness in petroleum refineries, 3rd ed., American Petroleum Institute, Washington, D.C., 1988

[30] API Standard 530, Calculation of heater tube thickness in petroleum refineries, 4th ed., American Petroleum Institute, Washington, D.C., 1996

[31] finnie I. Design of furnace tubes for the creep rupture range (Paper 62-WA-272), American Society of Mechanical Engineers, New York, November 1962

[32] freeman J. W. and voorhees H. R. Literature survey on creep damage in metals (Special Technical Publication No. 391), American Society for Testing and Materials, Philadelphia. June 1965

[33] randall P. N. Cumulative damage in creep rupture tests of a carbon steel, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Series D, Journal of Basic Engineering, 84, June 1962, pp. 239-242

[34] voorhees H. R., freeman J. W. and herzog J. A., Trends and implications of data on notched-bar creep-rupture, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Series D, Journal of Basic Engineering, 84, June 1962, pp. 207-213

[35] mcadams W. H., Heat Transmission, 3rd ed., McGraw-Hill, New York, 1954

[36] mceligot D. M., magee P. M. and leppart G., Effect of large temperature gradients on convective heat transfer, the downstream region, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, Series C,

Journal of Heat Transfer, 87, February 1965, pp. 67-76

[37] ISO 31 (all parts), Quantities and Units

用 词 说 明

对本规范条文中要求执行严格程度不同的用词，说明如下：

（一）表示很严格，非这样做不可的用词

正面词采用“必须”；

反面词采用“严禁”。

（二）表示严格，在正常情况下应这样做的用词

正面词采用“应”；

反面词采用“不应”或“不得”。

（三）表示允许稍有选择，在条件许可时，首先应这样做的用词

正面词采用“宜”；

反面词采用“不宜”。

表示有选择，在一定条件下可以这样做，采用“可”。

中华人民共和国石油化工有限公司标准

炼油厂加热炉炉管壁厚计算

SH/T 3037—2002

条 文 说 明

2 0 0 3 北 京

目 次

2 术语和定义.....83

4 设计.....83

5 许用应力.....83

附录 C（规范性附录） 热应力限制（弹性范围）84

附录 G（资料性附录） 常用系数及钢号对照.....85

炼油厂加热炉炉管壁厚计算

2 术语和定义

根据《石油化工行业工程建设标准编写规定》，本次修订将原《石油化工管式炉炉管壁厚计算方法》SH/T 3037—1991 附录三“名词解释”修改、补充内容后独立出来。术语中采用的符号和定义与 ISO 13704（2001-12-15 第一版）一致。

4 设计

4.3 管壁最小厚度计算公式（3）中，取消了原 SH/T 3037—1991 相应公式中“钢管厚度负偏差”一项，因为管壁最小厚度不应有钢管厚度负偏差。

4.4 管壁最小厚度计算公式（4）中，取消了原 SH/T 3037—1991 相应公式中“钢管厚度负偏差”一项。

4.6 炉管外径，保留了 ISO 13704 表 1 中的全部炉管外径规格，并根据我国的应用习惯增加了炉管外径为 76、127、152 三种规格。为方便国外采购，同时给出了炉管外径规格的相应 US 单位值。

4.8 表 3 计算温度分数用的材料常数中，保留了 ISO 13704 表 3 中的“型号或类别”一栏。在其后其它章节出现的有关炉管材料的内容，均相应的给出了其对应的炉管型号或类别，以保证数据的准确性和完整性。由于缺乏国产炉管型号或类别的应力曲线数据，本次修订没有出现国产炉管的型号或类别。在 G.5 中给出了国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表。

4.9 ISO 13704 中公式（10）和公式（12）与 API Std 530—1996 不同，经推导判断后确认 ISO 13704 有误，本标准中公式（10）和公式（12）系根据 API Std 530—1996 改正。

5 许用应力

5.6 表 4 采用 ISO 13704 表 4 的内容。与 SH/T 3037—1991 相比，增加了 9Cr-1Mo-V（T91 和 P91）、18Cr-10Ni-Nb（347 和 347H）两种炉管材料的设计温度限制。

5.8 完全采用 ISO 13704 附录 E 中图 E.1 到图 E.19 的许用应力曲线。与 SH/T 3037—1991 相比，增加了中碳钢（A53B、A106B、A210A-1）、9Cr-1Mo-V（T91 和 P91）两种炉管材料的应力曲线；对 16Cr-12Ni-2Mo 炉管材料的应力曲线按型号或类别细分为 16Cr-12Ni-2Mo（316 和 316H）应力曲线和 16Cr-12Ni-2Mo（316L）应力曲线。

附 录 C

(规范性附录)

热应力限制 (弹性范围)

C.3 一次应力加二次应力强度的限制值按 ISO 13704 中铁素体钢、奥氏体钢的一次应力加二次应力强度的限制值公式, 代替 SH/T 3037—1991 中的相应公式; 热应力棘齿限制值按 ISO 13704 中铁素体钢、奥氏体钢的热应力棘齿限制值公式, 代替 SH/T 3037—1991 中的相应公式。

附 录 G

(资料性附录)

常用系数及钢号对照

- G.1 最小腐蚀裕量数据来源于 ISO 13705《石油和天然气工业——一般炼油装置用火焰加热炉》2001-12-15 第一版中 7.1.2 条。
- G.2 炉管材料的热导率数据摘自 2001 版 ASME《锅炉及压力容器规范》第 II 卷“材料”D 篇“性能”第 2 分篇“物理性能表”中表 TCD。
- G.3 炉管材料的平均线胀系数数据摘自 ASME B31.3—1999《工艺管道》表 C-3。
- G.4 炉管材料的弹性模量数据摘自 ASME B31.3—1999《工艺管道》表 C-6。