

中华人民共和国化工行业标准



HG/T 20589—2011

代替 HG/T 20589—1996

化学工业炉受压元件强度计算规定

Specification of strength calculation on pressure
parts for chemical industrial furnace

2011-05-18 发布

2011-06-01 实施

中华人民共和国工业和信息化部 发布

中华人民共和国化工行业标准

化学工业炉受压元件强度计算规定

Specification of strength calculation on pressure
parts for chemical industrial furnace

HG/T 20589—2011

主编单位：中国石化集团洛阳石油化工工程公司

批准部门：中华人民共和国工业和信息化部

实施日期：2 0 1 1 年 6 月 1 日

中国计划出版社

2011 北 京

中华人民共和国化工行业标准
化学工业炉受压元件强度计算规定

HG/T 20589—2011

☆

中国石化集团洛阳石油化工工程公司 主编

中国计划出版社出版

(地址:北京市西城区木樨地北里甲 11 号国宏大厦 C 座 4 层)

(邮政编码:100038 电话:63906433 63906381)

新华书店北京发行所发行

三河富华印刷包装有限公司印刷

880×1230 毫米 1/16 6.25 印张 154 千字

2011 年 7 月第 1 版 2011 年 7 月第 1 次印刷

印数 1—500 册

☆

统一书号:1580177•620

定价:65.00 元

中华人民共和国工业和信息化部

公 告

公告〔2011 年〕13 号

工业和信息化部批准《电除尘用高压整流变压器》等 625 项行业标准(标准编号、名称、主要内容及实施日期见附件 1)及 1 项纺织行业标准修改单(见附件 2)。其中:机械行业标准 285 项、汽车行业标准 22 项、制药装备行业标准 6 项、纺织行业标准 46 项、轻工行业标准 16 项、化工行业标准 19 项、冶金行业标准 2 项、石化行业标准 34 项、船舶行业标准 4 项、黄金行业标准 1 项、通信行业标准 190 项,现予以公告。

以上机械行业标准由机械工业出版社出版,汽车、制药装备及化工行业标准由中国计划出版社出版,纺织、黄金行业标准由中国标准出版社出版,轻工业行业标准由中国轻工业出版社出版,冶金行业标准由冶金工业出版社出版,石化行业标准由中国石化出版社出版,船舶行业标准由中国船舶工业综合技术经济研究院组织出版,通信行业标准由人民邮电出版社出版。

附件:19 项化工行业标准编号、名称及起始实施日期

中华人民共和国工业和信息化部

二〇一一年五月十八日

附件：

19 项化工行业标准编号、名称及起始实施日期

| 序号 | 标准编号 | 标 准 名 称 | 被代替标准 | 起始实施日期 |
|-----|-----------------|----------------------|-----------------|------------|
| 376 | HG/T 20272—2011 | 镁钢制品绝热工程施工技术规范 | | 2011-08-01 |
| 377 | HG/T 20273—2011 | 喷涂型聚脲防护材料涂装工程技术规范 | | 2011-08-01 |
| 378 | HG/T 20680—2011 | 锅炉房设计工艺计算规定 | HG/T 20680—1990 | 2011-08-01 |
| 379 | HG/T 21558—2011 | 橡胶工厂工艺设计技术规定 | HG 21558—1994 | 2011-08-01 |
| 380 | HG/T 21511—2011 | 橡胶工厂施工图设计文件内容和深度规定 | HG 21511—1992 | 2011-08-01 |
| 381 | HG/T 20653—2011 | 化工企业化学水处理设计技术规定 | HG/T 20653—1998 | 2011-08-01 |
| 382 | HG/T 20708—2011 | 化工建(构)筑物地基加筋垫层技术规程 | | 2011-06-01 |
| 383 | HG/T 20553—2011 | 化工配管用无缝及焊接钢管尺寸选用系列 | HG 20553—1993 | 2011-06-01 |
| 384 | HG/T 20580—2011 | 钢制化工容器设计基础规定 | HG 20580—1998 | 2011-06-01 |
| 385 | HG/T 20581—2011 | 钢制化工容器材料选用规定 | HG 20581—1998 | 2011-06-01 |
| 386 | HG/T 20582—2011 | 钢制化工容器强度计算规定 | HG 20582—1998 | 2011-06-01 |
| 387 | HG/T 20583—2011 | 钢制化工容器结构设计规定 | HG 20583—1998 | 2011-06-01 |
| 388 | HG/T 20584—2011 | 钢制化工容器制造技术要求 | HG 20584—1998 | 2011-06-01 |
| 389 | HG/T 20585—2011 | 钢制低温压力容器技术要求 | HG 20585—1998 | 2011-06-01 |
| 390 | HG/T 20589—2011 | 化学工业炉受压元件强度计算规定 | HG/T 20589—1996 | 2011-06-01 |
| 391 | HG/T 20642—2011 | 化学工业炉耐火陶瓷纤维炉衬设计技术规定 | HG/T 20642—1998 | 2011-06-01 |
| 392 | HG/T 20566—2011 | 化工回转窑设计规定 | HG/T 20566—1994 | 2011-06-01 |
| 393 | HG/T 20661—2011 | 硫酸沸腾炉砌筑技术条件 | HG/T 20661—1999 | 2011-06-01 |
| 394 | HG/T 21536—2011 | 化工工厂工业炉设计施工图内容深度统一规定 | HG/T 21536—1992 | 2011-06-01 |

前 言

本标准根据国家发展和改革委员会(发改办工业[2008]1242号文)和中国石油和化学工业协会(中石化协质发[2008]158号文)的要求,由中国石油和化工勘察设计协会委托全国化工工业炉设计技术中心站组织中国石化集团洛阳石油化工工程公司和中国石化集团南京设计院编制。

本标准自实施之日起代替《化学工业炉受压元件强度计算规定》HG/T 20589—1996。

本标准是在原《化学工业炉受压元件强度计算规定》HG/T 20589—1996的基础上,根据多年实施取得的经验,并依据《Petroleum, petrochemical and natural gas industries—Calculation of heater-tube thickness in petroleum refineries》(ISO 13704:2007)的内容以及国内、外行业标准、规范进行的修订。

本标准主要包括炉管计算、联箱集管、异型管件计算,并包括为了对标准进行补充和方便使用所列出的附录、附表。其中附录C、附录D和附录K为规范性附录,附录A、附录B、附录E、附录F、附录G、附录H和附录J为资料性附录。

本标准与HG/T 20589—1996相比,主要变化如下:

1. “第1章 总则”中修改了适用范围和相关标准,取消了“1.3 材料”。
2. “第2章 炉管”修改采用国际标准ISO 13704:2007。增加了术语和定义、急弯弯管和弯管壁厚计算内容。把腐蚀曲线移到了附录E。
3. “第3章 联箱(集管)”中炉膛外联箱及进出口总管的强度计算使用标准作了改动。
4. “第4章 异型管件”取消了“弯头”部分,炉内弯头的应力计算见第2章。
5. 附录部分重新进行了编排,取消了原规定附录B“内压圆筒、封头和元件”和附录C“单位换算”。增加了附录E“腐蚀曲线”、附录F“数据来源”、附录J“常用系数和钢号对照”和附录K“腐蚀分数和温度分数的推导”。

本标准由中国石油和化学工业联合会提出并归口。

本标准技术内容的解释由中国石化集团洛阳石油化工工程公司(地址:河南省洛阳市中州西路27号,电话:0379—64887991,邮政编码:471003)负责。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,以便今后修订时参考。

本标准主编单位、参编单位和主要起草人:

主 编 单 位:中国石化集团洛阳石油化工工程公司

参 编 单 位:中国石化集团南京设计院

主要起草人:张海燕 张铁峰 俞向东 王德瑞 李绍明 李发海

目 次

1 总 则 1

2 炉 管 2

2.1 范围 2

2.2 术语和定义 2

2.3 设计基础 3

2.4 设计 5

2.5 许用应力 12

3 联箱(集管) 16

3.1 水、汽炉管联箱 16

3.2 炉膛外联箱及进出口总管 16

3.3 炉膛内联箱 16

4 异型管件 17

4.1 铸钢弯头 17

4.2 三通、等径叉型管 17

附录 A 炉管剩余寿命的估算(资料性附录) 18

附录 B 辐射段最高管子金属温度计算(资料性附录) 22

附录 C 热应力限制(弹性范围)(规范性附录) 29

附录 D 应力曲线(规范性附录) 32

附录 E 腐蚀曲线(资料性附录) 52

附录 F 数据来源(资料性附录) 62

附录 G 计算示例(资料性附录) 66

附录 H 计算表(资料性附录) 71

附录 J 常用系数及钢号对照(资料性附录) 72

附录 K 腐蚀分数和温度分数的推导(规范性附录) 75

参考文献 81

本规定用词说明 84

附:条文说明 85

Contents

| | | |
|--|--|----|
| 1 | General | 1 |
| 2 | Heater-tube | 2 |
| 2.1 | Scope | 2 |
| 2.2 | Terms and definitions | 2 |
| 2.3 | General design information | 3 |
| 2.4 | Design | 5 |
| 2.5 | Allowable stresses | 12 |
| 3 | Header(manifold) | 16 |
| 3.1 | Water or steam header inside the firebox | 16 |
| 3.2 | Header and piping outside the firebox | 16 |
| 3.3 | Header inside the firebox | 16 |
| 4 | Irregular shaped fitting | 17 |
| 4.1 | Cast steel elbow | 17 |
| 4.2 | Tees and isometric y-pipes | 17 |
| Annex A | Estimation of remaining tube life(Informative annex) | 18 |
| Annex B | Calculation of maximum radiant section tube skin temperature(Informative annex) | 22 |
| Annex C | Thermal-stress limitations(elastic range)(Normative annex) | 29 |
| Annex D | Stress curves(Normative annex) | 32 |
| Annex E | Corrosion curves(Informative annex) | 52 |
| Annex F | Data sources(Informative annex) | 62 |
| Annex G | Sample calculations(Informative annex) | 66 |
| Annex H | Calculation sheets(Informative annex) | 71 |
| Annex J | Factors and grade of steel number in common use(Informative annex) | 72 |
| Annex K | Derivation of corrosion fraction and temperature fraction(Normative annex) | 75 |
| References | | 81 |
| Explanation of wording in this specification | | 84 |
| Addition; Explanation of provisions | | 85 |

1 总 则

1.0.1 为统一化学工业炉受压元件的强度计算,特制定本标准。

1.0.2 本标准适用于新建的化学工业炉炉管(包括直管和弯管)和相关连接件如联箱(集合管)、三通、异型管件等受压元件的强度计算。

1.0.3 本标准不适用于有耐火内衬的新建化学工业炉的受内压圆筒、封头和元件的强度计算,如气化炉、二段转化炉等。

1.0.4 下列标准中的条款,通过本标准的引用而成为本标准的条款。凡是注日期的相关标准,其随后所有的修改单(不包括勘误的内容)或修订版均不适用于本标准,然而,鼓励根据本标准达成协议的各方研究是否可使用这些标准的最新版本。凡是不注日期的相关标准,其最新版本适用本标准。

钢制压力容器(GB 150)

石油裂化用无缝钢管(GB 9948)

水管锅炉受压元件强度计算(GB/T 9222—2008)

ASTM A234 Standard specification for piping fittings of wrought carbon steel and alloy steel for moderate and high temperature service

ASTM A403 Standard specification for wrought austenitic stainless steel piping fittings

ASTM B366 Standard specification for factory-made wrought nickel and nickel alloy fittings

ASME VIII Rules for construction of pressure vessels

ASME B16.9 Factory-made wrought steel butt welding fittings

API RP 579—2007 Fitness-for-service

API Publ 581—2008 Risk Based Inspection Technology

API RP 941—2008 Steels for hydrogen service at elevated temperatures and pressures in petroleum refineries and petrochemical plants

ASME B31.3—2006 Process piping

2 炉 管

2.1 范 围

- 2.1.1 本章规定了化学工业炉新炉管壁厚的计算方法和设计准则。
- 2.1.2 本章适用于有腐蚀和无腐蚀环境两种情况下火焰加热炉炉管(直接火焰加热、吸热管位于炉膛内)的设计。本章不适用于外部配管的设计。
- 2.1.3 本章未给出炉管报废厚度的推荐值,本标准附录 A 给出了估算炉管剩余寿命的方法。

2.2 术语和定义

- 2.2.1 下列术语和定义适用于本章。

2.2.2 实际内径 D_i actual inside diameter

新炉管的内径。

注:实际内径用于本标准附录 B 中管子金属温度和本标准附录 C 中热应力的计算。

2.2.3 连接件 component fitting

连接火焰加热炉炉管的管件。例如:急弯弯管、弯头、大小头等。

注:1 标准连接件和专门设计的连接件之间存在区别,见本标准第 2.4.9 条;

2 标准连接件的典型材料规范是 ASTM A234, ASTM A403 和 ASTM B366。

2.2.4 腐蚀裕量 δ_{ca} corrosion allowance

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。

2.2.5 设计寿命 t_{DL} design life

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。

2.2.6 设计金属温度 T_d design metal temperature

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(本标准附录 B 中的 T_{max})或当量管子金属温度(本标准第 2.2.9 条中的 T_{eq})加上适当的温度裕量(见本标准 2.2.17 条)确定的。由热强度计算最高管子金属温度的方法包括在本标准附录 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。当采用当量管子金属温度确定设计金属温度时,该设计金属温度只适用于断裂设计。需要另取适用于弹性设计的设计金属温度。用于弹性设计的设计金属温度是整个操作期间的最大计算管壁金属温度加上合适的温度裕量。

2.2.7 弹性许用应力 σ_e elastic allowable stress

在弹性范围(见本标准第 2.5.2 条)内的许用应力。

2.2.8 弹性设计压力 p_e elastic design pressure

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设定压力、泵的关闭压力等有关。

2.2.9 当量管子金属温度 T_{eq} equivalent tube metal temperature

给定时间内,与变化的金属温度产生相同蠕变破坏时所计算的恒定金属温度。

注:在本标准第 2.4.8 条中更详细的描述了当量金属温度的概念。给出了从操作初期到操作末期管子金属温度线性变化时当量管子金属温度的计算方法。

2.2.10 内径 D_i inside diameter

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。

2.2.11 最小厚度 δ_{min} minimum thickness

新炉管要求的最小厚度,包括各种适当的裕量[见本标准式(2.4.4-2)]。

2.2.12 外径 D_o outside diameter

新炉管的外径。

2.2.13 断裂许用应力 σ_r rupture allowable stress

在蠕变—断裂范围内的许用应力(见本标准第 2.4.4 条)。

2.2.14 断裂设计压力 p_r rupture design pressure

炉管在正常操作期间的最高操作压力。

2.2.15 断裂指数 n rupture exponent

用于蠕变—断裂范围设计的参数(见本标准附录 D 中的应力曲线图)。

2.2.16 应力厚度 δ_s stress thickness

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。

2.2.17 温度裕量 T_A temperature allowance

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(见本标准第 2.2.6 条)。

2.3 设计基础

2.3.1 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:

- 1 炉管设计寿命。
- 2 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。
- 3 温度裕量,如需要应提出。
- 4 腐蚀分数(如果与本标准图 2.3.1 所给数据不同时)。
- 5 是否采用弹性范围热应力限制。

如果未提供上述 1~5 中的任一项,则应采用下列原则确定:

- 1 设计寿命为 100000h。
- 2 设计金属温度基于最高金属温度(不采用当量温度的概念)。
- 3 温度裕量取 15℃。

- 4 腐蚀分数按本标准图 2.3.1 查出。
- 5 采用弹性范围热应力限制。
- 2.3.2 设计方法的限制。
- 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。
- 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本标准附录 E

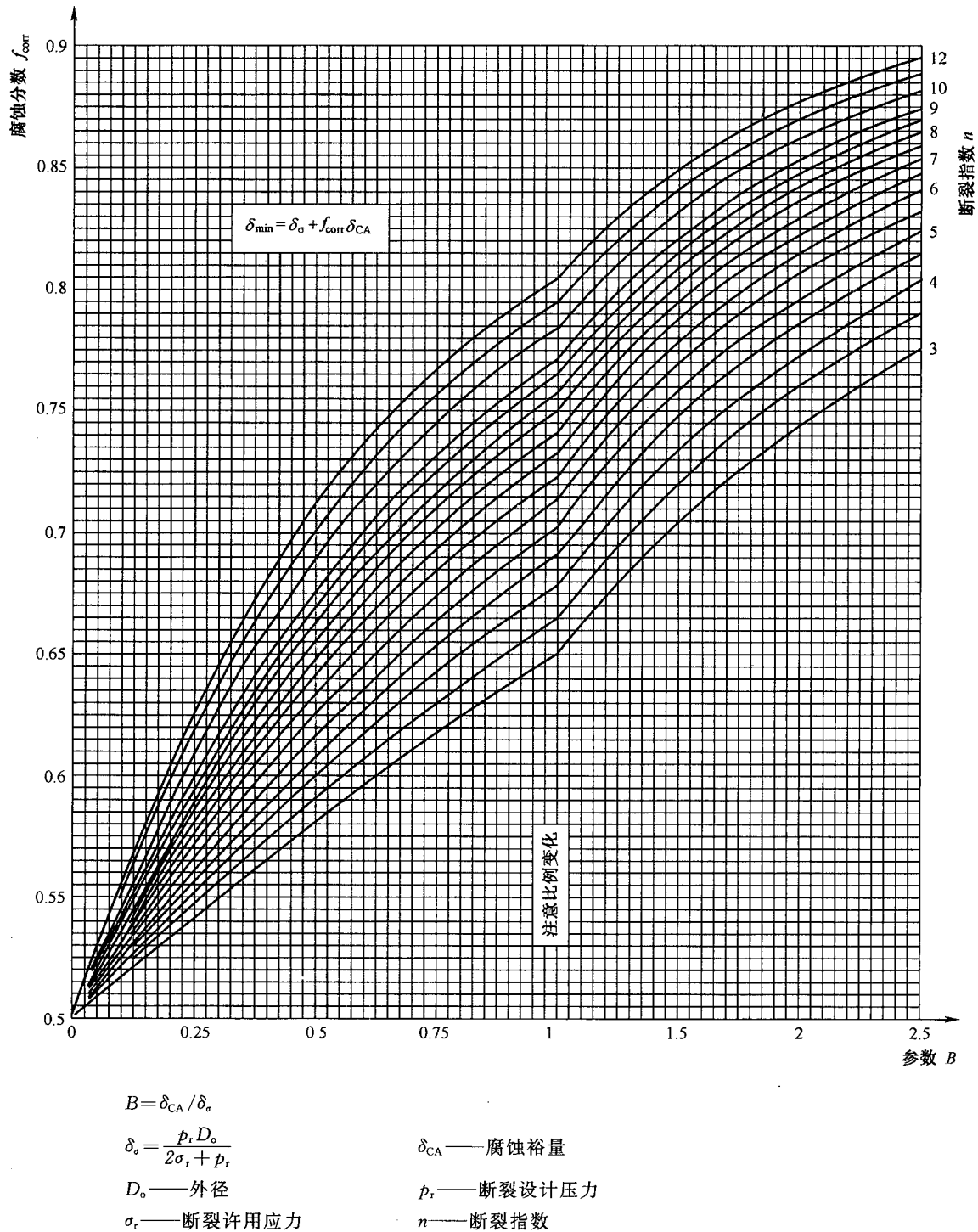


图 2.3.1 腐蚀分数

中的纳尔逊曲线(API RP941^[15])得出,见本标准附录 E 中图 E. 0. 1;其他各种介质的腐蚀速率可参照本标准附录 E 中的曲线。

3 这些设计方法是根据无缝管推导出来的,不适用于有纵向焊缝的管子。

4 这些设计方法是用薄壁管(管子厚度与外径之比 δ_{\min}/D_0 小于 0. 15)推导出来的,对厚壁管的设计需另作考虑。

5 未考虑交变压力或交变热荷载的影响。

6 设计荷载仅包括内部压力。热应力限制在本标准附录 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。

7 在本标准第 2. 5. 6 条中的拉森—米勒尔参数曲线,大部分不是拉森—米勒尔的传统曲线,而是按本标准附录 F 第 F. 0. 3 条所述由 100000h 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 20000h 或大于 200000h 的断裂强度。

8 本章的方法适用于加热炉炉管内压超过外压的情况。有些情况下,炉管承受的外压可能大于内压。例如,真空加热炉或停车或误操作时的其他型式的加热炉,特别是装置冷运或排空运行时,易使炉管内部形成真空。炉管的壁厚可能受制于由外压超过内压时的工况。本标准中不包括该条件下(例如,负压设计)壁厚的计算。当缺乏地方或国家规范时,建议采用压力容器规范,例如《钢制压力容器》GB 150 或 ASME VIII (Division 1, UG-28),这些规范适用于外压设计。

2. 4 设 计

2. 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发生时,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(见本标准第 2. 4. 3 条)。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(见本标准第 2. 4. 4 条)。

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℃。影响设计范围的其他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。

炉管的设计应能承受断裂设计压力,断裂设计压力是炉管长期操作的压力。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(见本标准第 2.4.5 条)。计算的示例见本标准附录 G。炉管最小厚度及当量管子金属温度计算汇总在计算表(见本标准附录 H)中。

新炉管的最小许用厚度见本标准表 2.4.6 的规定。

本章给出的所有设计公式汇总在本标准表 2.4.8-2 中。

2.4.2 应力公式。

在弹性范围和蠕变—断裂范围内,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(薄壁管定义见本标准第 2.3.2 条第 4 款)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式(2.4.2):

$$\sigma = \frac{p}{2} \left(\frac{D_o}{\delta} - 1 \right) = \frac{p}{2} \left(\frac{D_i}{\delta} + 1 \right) \quad (2.4.2)$$

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)。

可由式(2.4.2)推导出本标准第 2.4.3 条和 2.4.4 条中的应力厚度(δ_s)公式。

2.4.3 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_s 和 δ_{\min} (见本标准第 2.4.6 条)按式(2.4.3-1)和式(2.4.3-2)计算:

$$\delta_s = \frac{p_{el} D_o}{2\sigma_{el} + p_{el}} \quad \text{或} \quad \delta_s = \frac{p_{el} D_i^*}{2\sigma_{el} - p_{el}} \quad (2.4.3-1)$$

$$\delta_{\min} = \delta_s + \delta_{CA} \quad (2.4.3-2)$$

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。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,可按本标准附录 J 中表 J.1 选取,最小值不应小于表 J.1 的要求。

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

式中 ϕ_{corr} ——腐蚀速率(mm/a);

t_{DL} ——设计寿命(a)。

2.4.4 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_o 和 δ_{min} (见本标准第 2.4.6 条)按式(2.4.4-1)和式(2.4.4-2)计算:

$$\delta_o = \frac{p_r D_o}{2\sigma_r + p_r} \quad \text{或} \quad \delta_o = \frac{p_r D_i^*}{2\sigma_r - p_r} \tag{2.4.4-1}$$

$$\delta_{min} = \delta_o + f_{corr} \delta_{CA} \tag{2.4.4-2}$$

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,为本标准图 2.3.1 中 B 和 n 的函数;

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

n ——设计金属温度下的断裂指数(见本标准附录 D 中图示)。

腐蚀分数的推导见本标准附录 K,在推导过程中,由于腐蚀裕量减小了应力,所以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,则腐蚀分数可采用 1($f_{corr} = 1$)。

2.4.5 中间温度范围。

在温度接近或高于本标准附录 D 图中 σ_{el} 和 σ_r 曲线交点时,可以按弹性设计,也可以按断裂设计。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。

2.4.6 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 2.4.6 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(本标准表 2.5.8 给出了铁素体合金和奥氏体合金的种类,本标准附录 J 第 J.0.5 条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 2.4.6 新炉管最小许用厚度

| 炉管外径 | | 最小厚度 | | | |
|-------|---------|------|---------|------|---------|
| | | 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 | (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 | (5.00) | 5.7 | (0.226) | 3.0 | (0.117) |
| 141.3 | (5.563) | 5.7 | (0.226) | 3.0 | (0.117) |
| 152 | (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) |

2.4.7 最小厚度和平均厚度。

最小厚度(δ_{\min})是按本标准第 2.4.3 条和第 2.4.4 条的规定计算的。根据最小厚度订货的管子,平均厚度应较大。厚度偏差在《石油裂化用无缝钢管》GB 9948 和 ASTM 的各个标准中均有规定。在本标准附录 D 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 $(+_{-28}^0)\%$,冷拔管为最小厚度的 $(+_{-22}^0)\%$,即分别相当于平均厚度的 $\pm 12.3\%$ 和 $\pm 9.9\%$ 。而《石油裂化用无缝钢管》GB 9948 和本标准附录 D 中其他的 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 $(+_{-28}^0)\%$,采购最小厚度为 12.7mm 的管子,其平均厚度应为:

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

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。

2.4.8 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管子金属温度(TMTs)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,可按式(2.4.8-1)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。

$$T_{\text{eq}} = T_{\text{sor}} + f_T(T_{\text{eor}} - T_{\text{sor}}) \quad (2.4.8-1)$$

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 2.4.8 中给出。

温度分数的推导过程见本标准附录 K。温度分数是 V [见式(2.4.8-2)]和 N [见式(2.4.8-3)]两个参数的函数:

$$V = n_0 \left(\frac{\Delta T^*}{T_{\text{sor}}^*} \right) \ln \left(\frac{A}{\sigma_0} \right) \quad (2.4.8-2)$$

$$N = n_0 \left(\frac{\Delta \delta}{\delta_0} \right) \quad (2.4.8-3)$$

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(K)($^{\circ}\text{R}$)

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

$$T_{\text{sor}}^* = T_{\text{sor}} + 273\text{K}$$

\ln ——自然对数;

$\Delta \delta = \phi_{\text{corr}} t_{\text{op}}$, 操作周期内的厚度变化(mm);

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(MPa),用于本标准式(2.4.2);

A ——材料常数(MPa)。常数 A 由表 2.4.8-1 给出。其意义在本标准附录 K 第 K.0.5 条中说明。

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 2.4.8 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(见本标准附录 G 第 G.0.4 条中计算示例)。

计算公式汇总见表 2.4.8-2。

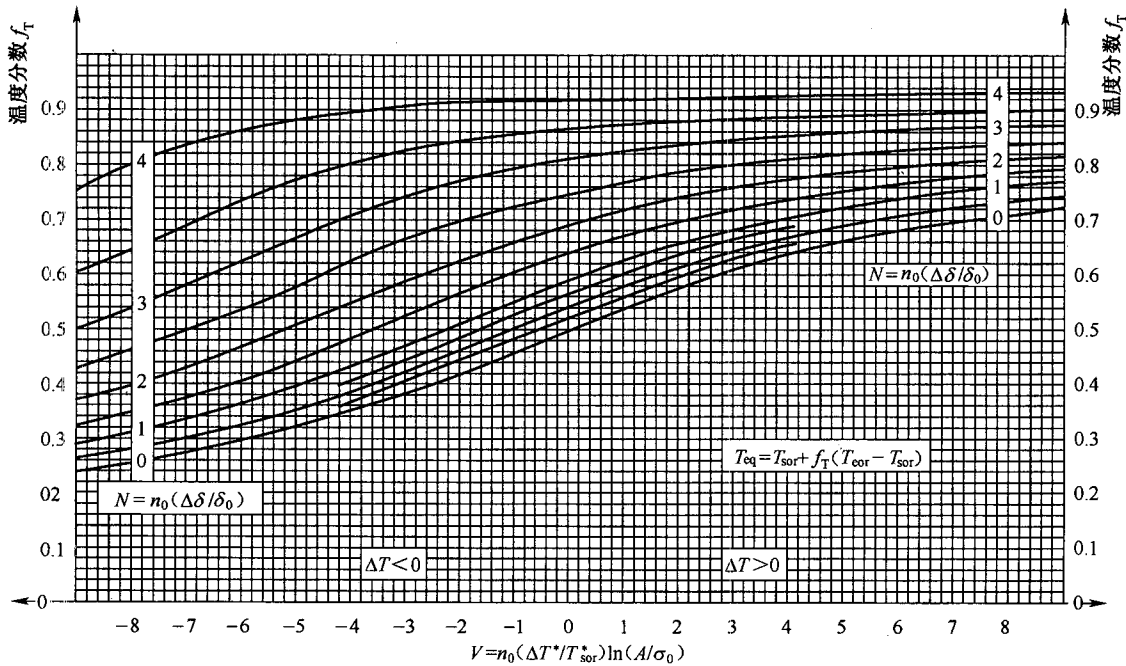


图 2.4.8 温度分数

表 2.4.8-1 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 | (1.08×10^8) |
| 中碳钢 | B | 2.88×10^5 | (4.17×10^7) |
| C-½Mo 钢 | T1 或 P1 | 2.01×10^7 | (2.91×10^9) |
| 1¼Cr-½Mo 钢 | T11 或 P11 | 5.17×10^7 | (7.49×10^9) |
| 2¼Cr-1Mo 钢 | T22 或 P22 | 8.64×10^5 | (1.25×10^8) |
| 3Cr-1Mo 钢 | T21 或 P21 | 2.12×10^6 | (3.07×10^8) |

续表 2.4.8-1

| 材 料 | 型号或类别 | 常数 A | |
|-----------------------------|------------------|----------------------|--------------------------|
| | | (MPa) | (psi) |
| 5Cr-½Mo 钢 | T5 或 P5 | 5.49×10 ⁵ | (7.97 ×10 ⁷) |
| 5Cr-½Mo-Si 钢 | T5b 或 P5b | 2.88×10 ⁵ | (4.18×10 ⁷) |
| 7Cr-½Mo 钢 | T7 或 P7 | 1.64×10 ⁵ | (2.37 ×10 ⁷) |
| 9Cr-1Mo 钢 | T9 或 P9 | 7.54×10 ⁶ | (1.09×10 ⁹) |
| 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 316H | 1.24×10 ⁶ | (1.79×10 ⁸) |
| 16Cr-12Ni-2Mo 钢 | 316L | 1.37×10 ⁶ | (1.99 x10 ⁸) |
| 18Cr-10Ni-Ti 钢 | 321 | 1.32×10 ⁶ | (1.92 x10 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。 | | | |

表 2.4.8-2 计算公式汇总

| |
|--|
| 弹性设计(较低温度) |
| $\delta_o = \frac{p_{el} D_o}{2\sigma_{el} + p_{el}} \text{ 或 } \delta_o = \frac{p_{el} D_i^*}{2\sigma_{el} - p_{el}} \tag{2.4.3-1}$ |
| $\delta_{min} = \delta_o + \delta_{CA} \tag{2.4.3-2}$ |
| 断裂设计(较高温度) |
| $\delta_o = \frac{p_r D_o}{2\sigma_r + p_r} \text{ 或 } \delta_o = \frac{p_r D_i^*}{2\sigma_r - p_r} \tag{2.4.4-1}$ |
| $\delta_{min} = \delta_o + f_{corr} \delta_{CA} \tag{2.4.4-2}$ |
| 式中 δ_o ——应力厚度(mm); |
| p_{el} ——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_{el} ——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,为本标准图 2.3.1 中 B 和 n 的函数; |
| $B = \delta_{CA} / \delta_o$; |
| n——设计金属温度下的断裂指数。 |
| 当量管子金属温度 |

续表 2.4.8-2

| | |
|--|-----------|
| $T_{eq} = T_{sor} + f_T (T_{eor} - T_{sor})$ | (2.4.8-1) |
| ΔT^* ——操作周期内的温度变化(K), $\Delta T^* = T_{eor} - T_{sor}$; | |
| T_{sor} ——操作初期管子金属温度(℃); | |
| T_{eor} ——操作末期管子金属温度(℃); | |
| $T_{sor}^* = T_{sor} + 273K$; | |
| A ——材料常数(MPa)。由表 2.4.8-1 给出; | |
| σ_0 ——初期应力(MPa), 用于本标准式(2.4.2); | |
| $\Delta\delta = \phi_{corr} t_{op}$, 操作周期内的厚度变化(mm); | |
| δ_0 ——初期厚度(mm); | |
| ϕ_{corr} ——腐蚀速率(mm/a); | |
| t_{op} ——操作周期(a)。 | |

2.4.9 急弯弯管和弯管。

按 ASME B16.9 规定制造管件适用于 ASME B16.9 规定的压力—温度等级。

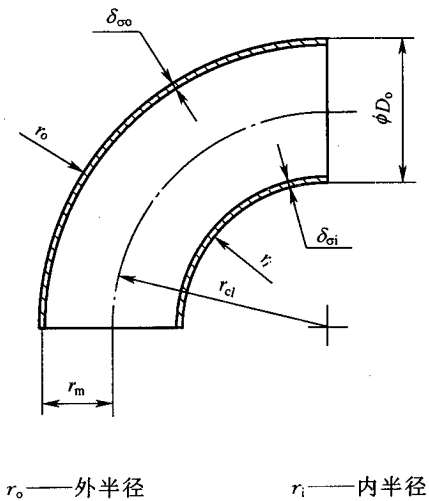


图 2.4.9 弯头几何图形

其他管件应按本条方法进行专门设计。

急弯弯管和弯管的应力变化(见图 2.4.9)远比直管复杂。弯管内半径处的环向应力高于相同厚度的直管。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 按式(2.4.9-1)计算:

$$\sigma_i = \frac{2r_{cl} - r_m}{2(r_{cl} - r_m)} \sigma \tag{2.4.9-1}$$

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 ——管子平均半径(mm);

σ ——应力(MPa),由本标准式(2.4.2)求得。

沿弯管外半径处的环向应力 σ_o 按式(2.4.9-2)计算:

$$\sigma_o = \frac{2r_{cl} + r_m}{2(r_{cl} + r_m)} \sigma \quad (2.4.9-2)$$

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 $D_o/2$, 式(2.4.9-1)则可求解内半径处的应力厚度。应力厚度由式(2.4.9-3)计算:

$$\delta_{oi} = \frac{D_o p}{2N_i \sigma + p} \quad (2.4.9-3)$$

式中 δ_{oi} ——弯管内半径处的应力厚度(mm);

$$N_i = \frac{4 \frac{r_{cl}}{D_o} - 2}{4 \frac{r_{cl}}{D_o} - 1} \quad (2.4.9-4)$$

σ ——设计金属温度下许用应力(MPa)。

注: p 指弹性设计压力或断裂设计压力。

应用上述的近似方法, 式(2.4.9-2)可求解外半径处的应力厚度。设计的应力厚度由式(2.4.9-5)计算:

$$\delta_{oo} = \frac{D_o p}{2N_o \sigma + p} \quad (2.4.9-5)$$

式中 δ_{oo} ——弯管外半径处的应力厚度(mm);

$$N_o = \frac{4 \frac{r_{cl}}{D_o} + 2}{4 \frac{r_{cl}}{D_o} + 1} \quad (2.4.9-6)$$

σ ——设计金属温度下许用应力(MPa)。

注: p 指弹性设计压力或断裂设计压力。

急弯弯管厚度应按弹性设计压力和断裂设计压力进行计算, 其值应取弯管内半径和外半径处厚度较大者。

内半径处的最小厚度 δ_{oi} 和外半径处的最小厚度 δ_{oo} 应用式(2.4.9-3)和式(2.4.9-5)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。

2.5 许用应力

2.5.1 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本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19。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本标准第 2.5.2 条和 2.5.3 条中给出(也可见本标准第 2.3.2 条第 3 款)。

2.5.2 弹性许用应力。

铁素体钢的弹性许用应力(σ_e)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本标准附录 F。

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。

2.5.3 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%。本标准附录 F 定义了最小断裂强度并给出了数据来源。20000h、40000h、60000h 及 100000h 断裂许用应力是由本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 右边所示的最小断裂强度的拉森—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(见本标准第 2.5.6 条)。

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。

2.5.4 断裂指数。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 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(见本标准第 2.4.4 条),断裂指数的意义见本标准附录 F 第 F.0.4 条。

2.5.5 屈服强度和抗拉强度。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 也给出了屈服强度和抗拉强度。这些曲线仅供参考,资料来源见本标准附录 F。

2.5.6 拉森—米勒尔参数曲线。

在本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 的右边画出了 100000h 最小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 $T_d(^{\circ}\text{C})$ 和设计寿命 $t_{DL}(\text{h})$ 由式 (2.5.6) 计算得出的:

$$(T_d + 273)(C_{LM} + \lg t_{DL}) \times 10^{-3} \quad (2.5.6)$$

拉森—米勒尔常数 C_{LM} 在曲线中有说明(曲线的详细说明见本标准附录 F 第 F.0.3 条)。

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,如本标准附录 A 所示。

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本标准表 2.5.7 和本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 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 20000h 或大于 200000h 断裂许用应力可能不够准确(见本标准附录 F 第 F.0.3 条)。

2.5.7 极限设计金属温度。

表 2.5.7 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 $^{\circ}\text{C}$ 的高温时,可允许如蒸汽—空气清焦或再生等短时间的操作,在更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 2.5.7 中,奥氏体钢无临界温度下限。从其他方面考虑,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。

表 2.5.7 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 | (1000) | 720 | (1325) |
| C-½Mo 钢 | T1 或 P1 | 595 | (1100) | 720 | (1325) |
| 1¼Cr-½Mo 钢 | T11 或 P11 | 595 | (1100) | 775 | (1430) |
| 2¼Cr-1Mo 钢 | T22 或 P22 | 650 | (1200) | 805 | (1480) |
| 3Cr-1Mo 钢 | T21 或 P21 | 650 | (1200) | 815 | (1500) |
| 5Cr-½Mo 钢 | T5 或 P5 | 650 | (1200) | 820 | (1510) |
| 5Cr-½Mo-Si 钢 | T5b 或 P5b | 705 | (1300) | 845 | (1550) |
| 7Cr-½Mo 钢 | T7 或 P7 | 705 | (1300) | 825 | (1515) |
| 9Cr-1Mo 钢 | T9 或 P9 | 705 | (1300) | 825 | (1515) |
| 9Cr-1Mo-V 钢 | T91 或 P91 | 650 ^a | (1200 ^a) | 830 | (1525) |
| 18Cr-8Ni 钢 | 304 或 304H | 815 | (1500) | — | — |
| 16Cr-12Ni-2Mo 钢 | 316 或 316H | 815 | (1500) | — | — |
| 16Cr-12Ni-2Mo 钢 | 316L | 815 | (1500) | — | — |
| 18Cr-10Ni-Ti 钢 | 321 或 321H | 815 | (1500) | — | — |
| 18Cr-10Ni-Nb 钢 | 347 或 347H | 815 | (1500) | — | — |
| Ni-Fe-Cr | Alloy800H/800HT | 985 ^a | (1800 ^a) | — | — |
| 25Cr-20Ni | HK40 | 1010 ^a | (1850 ^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。 | | | | | |

2.5.8 许用应力曲线。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 给出了最常用的加热炉炉管合金的弹性许用应力和断裂许用应力。

这些曲线的来源在本标准附录 F 中给出。表 2.5.8 列出了每种合金的许用应力曲线图号。

表 2.5.8 许用应力曲线图索引

| 钢 种 | 图 号 | 合 金 |
|------|---------------------|----------------------------|
| 铁素体钢 | D.0.1 | 低碳钢(A161,A192) |
| | D.0.2 | 中碳钢(A53 B,A106 B,A210 A-1) |
| | D.0.3 | C-½Mo |
| | D.0.4 ^a | 1¼Cr-½Mo |
| | D.0.5 ^a | 2¼Cr-1MO |
| | D.0.6 ^a | 3Cr-1Mo |
| | D.0.7 ^a | 5Cr-½Mo |
| | D.0.8 | 5Cr-½Mo-Si |
| | D.0.9 ^a | 7Cr-½Mo |
| | D.0.10 ^a | 9Cr-1Mo |
| | D.0.11 | 9Cr-1Mo-V |

续表 2.5.8

| 钢 种 | 图 号 | 合 金 |
|--|----------|----------------------------|
| 奥素体钢 | D. 0. 12 | 18Cr-8Ni(304 和 304H) |
| | D. 0. 13 | 16Cr-12Ni-2Mo(316 和 316H) |
| | D. 0. 14 | 16Cr-12Ni-2Mo(316L) |
| | D. 0. 15 | 18Cr-10Ni-Ti(321) |
| | D. 0. 16 | 18Cr-10Ni-Ti(321H) |
| | D. 0. 17 | 18Cr-10Ni-Nb(347 和 347H) |
| | D. 0. 18 | Ni-Fe-Cr(Alloy 800H/800HT) |
| | D. 0. 19 | 25Cr-20Ni(HK40) |
| * 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。 | | |

3 联箱(集合管)

3.1 水、汽炉管联箱

炉管内操作介质为水、汽的联箱受压强度计算按《水管锅炉受压元件强度计算》GB/T 9222—2008 第 7 章的规定进行。

3.2 炉膛外联箱及进出口总管

炉膛外的联箱(集合管)及进出口总管,在确保不受火焰直接加热时,可按《水管锅炉受压元件强度计算》GB/T 9222—2008 第 7 章、《钢制压力容器》GB 150 或 ASME B31.3—2006 的规定进行。但应考虑管内介质的腐蚀情况。

3.3 炉膛内联箱

炉膛内的联箱(集合管),即本标准 3.1 节、3.2 节规定外的联箱(集合管),其受压元件强度计算均按本标准第 2 章的规定进行。但应对开孔削弱进行补强核算,其核算方法按《水管锅炉受压元件强度计算》GB/T 9222—2008 的规定。

4 异型管件

4.1 铸钢弯头

按本标准第 2.4.9 条的方法进行设计与核算。所需最小厚度应为最小密实层厚度,不包括内外表面的铸造松散层厚度。

4.2 三通、等径叉型管

焊制三通、锻造三通、热挤压三通及等径叉型管的受压强度计算应按《水管锅炉受压元件强度计算》GB/T 9222—2008 第 12 章的规定进行。壁厚腐蚀裕量应考虑管内介质的腐蚀情况。

附录 A 炉管剩余寿命的估算(资料性附录)

A.0.1 概述。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 及本标准附录 K 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变化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。本附录第 A.0.2 条的计算实例就说明了这种不精确的影响。第三,必须考虑本标准附录 K 第 K.0.2 条中所述的炉管破坏规律,但是,如本标准附录 K 第 K.0.2 条所述,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。

对在蠕变断裂范围内操作的炉管剩余寿命更精确的评定见 API RP579—2007 的附录 F。

A.0.2 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他部分中阐述,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.0.2-1 所示。

表 A.0.2-1 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,在本例题中,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. 0. 2-2 所示的寿命分数。

对于经受腐蚀的炉管,可推导出类似于本标准附录 K 式(K. 0. 3-11)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. 0. 2-2 中最小和平均拉森—米勒尔值是由本标准附录 D 图 D. 0. 1~图 D. 0. 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 D. 0. 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。该公式示意于本标准附录 D 图 D. 0. 1~图 D. 0. 19 的顶部。由于该式给出的断裂时间为小时(h),故必须换算成年(a)。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. 0. 2-2。

以下实例说明如何从平均应力厚度 $\delta_{s,AVE}$ 和断裂许用应力 σ_r 计算第一操作周期的最小强度断裂寿命 t_{DL} 。计算公式如下:

$$\delta_{s,AVE} = \frac{6.81 + 6.40}{2} = 6.605 \text{ mm}$$
$$\sigma_r = \frac{1}{2} \left(\frac{p_r D_o}{\delta_{s,AVE}} - p_r \right) = \frac{1}{2} \left(\frac{3.96 \times 168.3}{6.605} - 3.96 \right) = 48.47 \text{ MPa}$$

应用最小断裂强度 48.47MPa,得出拉森—米勒尔参数 C_{LM} 等于 19.02。

$$19.02 = (649 + 273)(15 + \lg t_{DL}) \times 10^{-3}$$
$$\lg t_{DL} = 5.63$$
$$t_{DL} = 427000h = 48.7a$$

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. 0. 2-2 中第一周期的寿命分数则为 $1.3/48.7=0.03$,积累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. 0. 2-2 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 65%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. 0. 2-2 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 | 48.47 | 19.02 | 19.48 | 48.7 | 0.03 | 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= | | | | | 0.65 | | 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. 0. 2-1 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. 0. 2-2 的寿命分数。相应的积累破坏分数分别为 0. 81 和 0. 28。这就可以与第一次计算的 0. 65 和 0. 23 相比较。

A. 0. 3 管子剩余寿命估算。

如本附录第 A. 0. 2 条一样,该计算方法最好用实例加以说明。本实例采用表 A. 0. 3-1 和表 A. 0. 3-2的结果。该管子的剩余寿命分数如下:

按最小断裂强度: $1-0. 65=0. 35$
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:

- 1 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?
- 2 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?
- 3 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,并非所有问题都能解答,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. 0. 3-1 所示在最小断裂强度下和如表 A. 0. 3-2 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 1a。从两个表中可看出,估算这根管子的寿命在 1. 5~4. 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. 0. 3-1 和表 A. 0. 3-2。

上述示例阐述了解答本条开始时提出的问题 1,即在规定的操作条件下估算的寿命是多少的方法。对问题 2,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,由本标准附录 D 图 D. 0. 1~图 D. 0. 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。其他问题可用同样的方法解决。

表 A. 0. 3-1 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. 35 |
| 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.0.3-2 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 辐射段最高管子金属温度计算(资料性附录)

B.0.1 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。本附录第 B.0.2 条给出计算流体膜传热系数的关系式。第 B.0.3 条给出计算最高局部热强度的方法。第 B.0.4 条介绍了计算管壁温度和管壁温度分布的公式。第 B.0.5 条的计算实例说明了这些公式的用法。

最高管子金属温度(TMT)可能位于或不位于加热炉出口。内膜传热系数,辐射热强度,炉膛/炉管的布置方式和介质流型均能影响最高 TMT 的计算值。在某些情况下,例如减压炉,应对从炉管出口到开始汽化点前的炉管逐根进行分析。

如果要求加热炉在降量或其他非设计条件下操作,买方应在数据表中标出,应对这些操作工况进行校核。

B.0.2 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 $Re > 10000$ 的液相流[式(B.0.2-1)]:

$$K_l = 0.023 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) Re^{0.8} Pr^{0.33} \left(\frac{\mu_{f,T_b}}{\mu_{f,T_w}} \right)^{0.14} \quad (B.0.2-1)$$

由参考文献[36],对 $Re > 15000$ 的汽相流[式(B.0.2-2)]:

$$K_v = 0.021 \left(\frac{\lambda_{f,T_b}}{D_i} \right) Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(\frac{T_b}{T_w} \right)^{0.5} \quad (B.0.2-2)$$

其中,雷诺数 Re 为[式(B.0.2-3)]:

$$Re = \frac{D_i q_{mA}}{\mu_{f,T_b}} \quad (B.0.2-3)$$

普朗特准数 Pr 为[式(B.0.2-4)]:

$$Pr = \frac{c_p \mu_{f,T_b}}{\lambda_{f,T_b}} \quad (B.0.2-4)$$

式中 K_l ——液相传热系数[W/(m²·K)];

K_v ——汽相传热系数[W/(m²·K)];

λ_{f,T_b} ——在平均温度下流体的热导率[W/(m·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·s);

μ_{f,T_w} ——流体在管壁温度下的绝对粘度(Pa·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[kg/(m²·s)];

c_p ——流体在平均温度下的比热[J/(kg·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,可采用式(B.0.2-5)近似计算传热系数:

$$K_{2p} = K_l w_l + K_v w_v \quad (\text{B.0.2-5})$$

式中 K_{2p} ——两相流体传热系数[W/(m²·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),传热系数可用式(B.0.2-2)汽相的关系式并按总流量来计算,而不采用式(B.0.2-5)。

B.0.3 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本附录第 B.0.4 条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。由于其他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式(B.0.3-1)计算:

$$q_{R,max} = F_{cir} F_L F_T q_{R,ave} + q_{conv} \quad (\text{B.0.3-1})$$

式中 $q_{R,max}$ ——外表面最高辐射热强度(W/m²);

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;

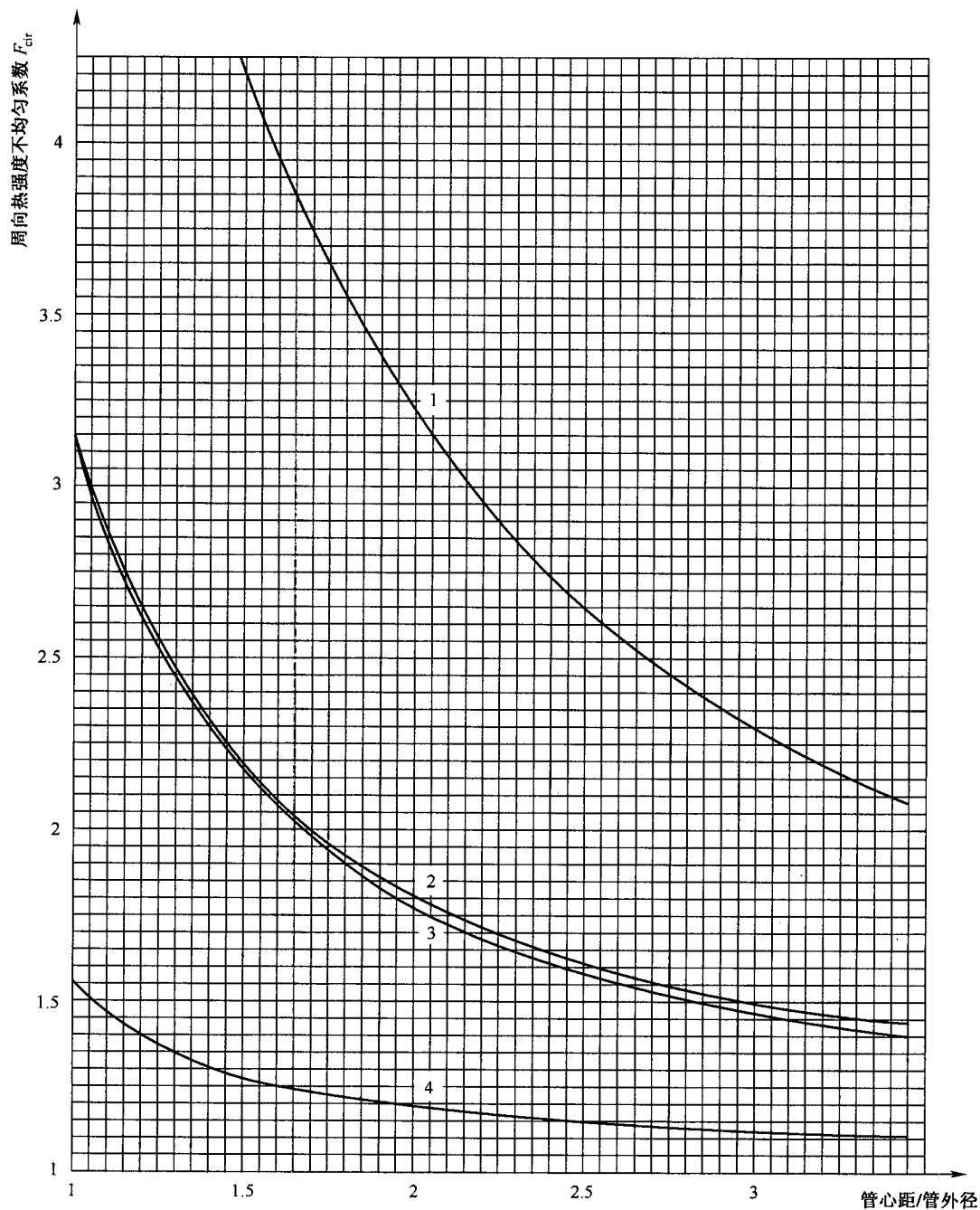
$q_{R,ave}$ ——外表面平均辐射热强度(W/m²);

q_{conv} ——外表面平均对流热强度(W/m²)。

图 B.0.3 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。



- 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 2 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。

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.0.3 最高局部热强度与平均热强度比值

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(B. 0. 3-2)估算:

$$F_T = \left(\frac{T_{g,ave}^{*4} - T_{tm}^{*4}}{T_{g,ave}^{*4} - T_{tm,ave}^{*4}} \right) \quad (\text{B. 0. 3-2})$$

式中 $T_{g,ave}^{*4}$ ——辐射段烟气平均温度(K);

T_{tm}^{*4} ——所考虑点的管子金属温度(K);

$T_{tm,ave}^{*4}$ ——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. 0. 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, 则可用式(B. 0. 4-1)~式(B. 0. 4-5)计算最高管壁金属温度 T_{\max} :

$$T_{\max} = T_{bf} + \Delta T_{ff} + \Delta T_f + \Delta T_{tw} \quad (\text{B. 0. 4-1})$$

$$\Delta T_{ff} = \frac{q_{R,\max}}{K_{ff}} \left(\frac{D_o}{D_i} \right) \quad (\text{B. 0. 4-2})$$

$$\Delta T_f = q_{R,\max} R_f \left(\frac{D_o}{D_i - \delta_f} \right) \quad (\text{B. 0. 4-3})$$

$$\Delta T_{tw} = q_{R,\max} \left[\frac{D_o \ln \left(\frac{D_o}{D_i} \right)}{2\lambda_{tm}} \right] \quad (\text{B. 0. 4-4})$$

$$R_f = \frac{\delta_f}{\lambda_f} \quad (\text{B. 0. 4-5})$$

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_f ——通过内部垢层温差(°C);

ΔT_{tw} ——管壁温差(°C);

$q_{R,\max}$ ——外表面最高辐射热强度(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_f ——焦层或垢层厚度(m);

R_f ——由于炉管内部存在结焦或结垢的结垢系数;

λ_f ——焦层或垢层热导率[W/(m·K)];

λ_{m} ——管子金属热导率 $[\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})]$ 。

如果在加热炉数据表中已知结垢系数而不是焦层厚度,可以计算出内部垢层对管子金属温度的影响。如果仅知焦层或垢层厚度,结垢系数 R_f 可以表示为焦层或垢层厚度的函数,见式(B. 0. 4-5)。

如果给定了焦层或垢层厚度,管子的有效内径在式(B. 0. 4-3)中进行了调整。焦层或垢层对金属温度的影响可用式(B. 0. 4-1)和式(B. 0. 4-3)计算。

式(B. 0. 4-6)用于计算与最高辐射热强度对应处的最高流体膜温度 T_{fm} :

$$T_{\text{fm}} = T_{\text{bf}} + \Delta T_{\text{ff}} \quad (\text{B. 0. 4-6})$$

同计算最高管子金属温度不同,计算最高流体膜温度时,以洁净管子为准。

如果买方没提供热导率数据,对石油焦层可以采用下列范围的数据:4. 91~5. 89W/(m·K)。

式(B. 0. 4-4)内所用管子材料的热导率 λ_{m} 应按平均管壁温度计算。

B. 0. 5 计算示例。

下列计算示例可说明如何使用本附录第 B. 0. 2~B. 0. 4 条中给出的公式。

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:

管心距=203. 2mm;

$D_o=114. 3\text{mm}$;

$\delta_{\text{t,ave}}=6. 4\text{mm}$;

$D_i=101. 6\text{mm}$;

$\delta_i=0\text{mm}$;

$\lambda_{\text{m}}=42. 4\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$,假定管壁金属温度为 380℃时。

管内流体为两相,汽相质量分数为 10%,其他操作条件如下:

流率(液、汽相之和)=6. 3kg/s;

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

$q_{\text{R,ave}}=31546\text{W}/\text{m}^2$ 。

在平均温度下液相的性质如下:

$\mu_{\text{f},T_b}=2. 0\times 10^{-3}\text{Pa}\cdot\text{s}$;

$\lambda_{\text{f},T_b}=0. 1163\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$;

$c_{\text{p},\text{f}}=2847\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 。

在平均温度下汽相性质如下:

$\mu_{\text{v},T_b}=7. 0\times 10^{-6}\text{Pa}\cdot\text{s}$;

$\lambda_{\text{v},T_b}=0. 0346\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$;

$c_{\text{p},\text{v}}=2394\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ 。

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:

$$q_{\text{mA}}=6. 3/(8. 107\times 10^{-3})=777. 1\text{kg}/(\text{m}^2\cdot\text{s})$$

按本附录式(B. 0. 2-3),雷诺数为:

对液相:

$$\text{Re}=\frac{(0. 1016)(777. 1)}{0. 002}=3. 95\times 10^4$$

对汽相:

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

按本附录式(B. 0. 2-4), 普朗特数为:

对液相:

$$Pr = \frac{(2847)(0.002)}{0.1163} = 49.0$$

对汽相:

$$Pr = \frac{(2395)(7.0 \times 10^{-6})}{0.0346} = 0.485$$

对液体, 假定:

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

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。采用本附录式(B. 0. 2-1):

$$\begin{aligned} K_1 &= 0.023 \left(\frac{\lambda_{l,T_b}}{D_i} \right) (3.94 \times 10^4)^{0.8} (49.0)^{0.33} (1.1) \\ &= 433.8 \left(\frac{\lambda_{l,T_b}}{D_i} \right) \end{aligned}$$

采用本附录式(B. 0. 2-2):

$$\begin{aligned} K_v &= 0.021 \left(\frac{\lambda_{l,T_b}}{D_i} \right) (1.13 \times 10^7)^{0.8} (0.485)^{0.4} (0.91) \\ &= 6242 \left(\frac{\lambda_{l,T_b}}{D_i} \right) \end{aligned}$$

因此:

$$K_1 = 433.8 \left(\frac{0.1163}{0.1016} \right) = 497 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

$$K_v = 6242 \left(\frac{0.0346}{0.1016} \right) = 2126 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$$

采用本附录式(B. 0. 2-5)计算两相流传热系数:

$$\begin{aligned} K_{2p} &= (0.90)K_1 + (0.10)K_v \\ &= (0.90)(497) + (0.10)(2126) \\ &= 659.9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{k}) \end{aligned}$$

管心距对管径之比为:

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

由本附录图 B. 0. 3, $F_{\text{cir}} = 1.91$ 。假定该加热炉, $F_L = 1.1$, $F_T = 1.0$ 及 $q_{\text{conv}} = 0$ (即此点无对流传热)

用本附录式(B. 0. 3-1):

$$\begin{aligned}q_{R, \max} &= (1.91)(1.1)(1.0)(31546) \\ &= 66278 \text{ W/m}^2\end{aligned}$$

计算通过每部分的温差。用本附录式(B. 0. 4-2), 介质膜温差:

$$\Delta T_{ff} = \left(\frac{66278}{659.9} \right) \left(\frac{114.3}{101.6} \right) = 113 \text{ K}$$

用本附录式(B. 0. 4-4), 管壁温差:

$$\Delta T_{tw} = 66278 \left(\frac{114.3 \ln(114.3/101.6)}{2(42.2)} \right) \times 10^{-3} = 11 \text{ K}$$

$$\Delta T_{tw} = \left[\left(\frac{66278}{42.2} \right) (6.4) \right] \left[\frac{114.3}{114.3 - 6.4} \right] \times 10^{-3} = 11 \text{ K}$$

用本附录式(B. 0. 4-1), 最高管壁温度如下:

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

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:

$$\left(\frac{\mu_{l, T_b}}{\mu_{l, T_c}} \right)^{0.14} = \left(\frac{0.0020}{0.0011} \right)^{0.14} = (1.82)^{0.14} = 1.09$$

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 热应力限制(弹性范围)(规范性附录)

C.0.1 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.0.2 热应力公式。

下列式(C.0.2-1)可求出管子最高热应力 σ_{Tmax} (MPa):

$$\sigma_{Tmax} = X \left[\left(\frac{2y^2}{y^2 - 1} \right) \ln y - 1 \right] \quad (C.0.2-1)$$

其中, X 按(C.0.2-2):

$$X = \left[\frac{\alpha E}{2(1-\nu)} \right] \left[\frac{\Delta T}{\ln y} \right] = \left[\frac{\alpha_1 E}{4(1-\nu)} \right] \left[\frac{q_o D_o}{\lambda_s} \right] \quad (C.0.2-2)$$

式中 α ——线胀系数[mm/(mm·℃)];

E ——弹性模量(MPa);

ν ——泊桑比;

ΔT ——通过管壁的温差(℃);

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·℃)]。

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(见本标准第 2.4.7 条)。

C.0.3 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 $\sigma_{T,lim1}$ 可近似由式(C.0.3-1)和式(C.0.3-2)表示(推导见本附录第 C.0.4 条):

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.0 - 0.67y)\sigma_y \quad (C.0.3-1)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.7 - 0.90y)\sigma_y \quad (C.0.3-2)$$

式中 σ_y ——屈服强度(MPa)。

参考文献[21]中 5-130 节的热应力棘齿限制 $\sigma_{T,lim2}$ 可近似由式(C.0.3-3)和式(C.0.3-4)给出(推导见本附录第 C.0.5 条):

对铁素体钢

$$\sigma_{T, \lim 2} = 1.33\sigma_y \quad (\text{C. 0. 3-3})$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T, \lim 2} = 1.8\sigma_y \quad (\text{C. 0. 3-4})$$

如果管子设计为弹性范围,则一次加二次应力限制 $\sigma_{T, \lim 1}$ 和热应力棘齿限制 $\sigma_{T, \lim 2}$ 两个条件均应满足。

C. 0. 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,由式(C. 0. 4-1)给出:

$$\sigma_{pl} + \sigma_{pb} + \sigma_{cir, \max} < 3\sigma_m \quad (\text{C. 0. 4-1})$$

式中 $\sigma_{cir, \max}$ ——最大环向热应力,此处为本附录式(C. 0. 2-1)给出的最大热应力(MPa)。

σ_{pl} ——局部一次膜应力(MPa);

σ_{pb} ——一次弯曲应力(MPa);

由参考文献[21],对受内压的管子,由式(C. 0. 4-2)给出:

$$\sigma_{pl} + \sigma_{pb} = p_{el} \left(\frac{2y^2}{y^2 - 1} \right) \quad (\text{C. 0. 4-2})$$

式中 p_{el} ——弹性设计应力(MPa);

y ——外径对实际内径之比, D_o/D_i 。

如果 σ_{pm} 为一次膜应力强度,可由式(C. 0. 4-3)求出:

$$\sigma_{pm} = \frac{p_{el}}{2} \left(\frac{D_o}{\delta} - 1 \right) = \frac{p_{el}}{2} \left(\frac{y+1}{y-1} \right) \quad (\text{C. 0. 4-3})$$

而后则很容易表示成一个一次方的近似式,如式(C. 0. 4-4):

$$\sigma_{pl} + \sigma_{pb} \cong y\sigma_{pm} \quad (\text{C. 0. 4-4})$$

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 2/3,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用式(C. 0. 4-5)和式(C. 0. 4-6)表示:

对铁素体钢

$$\sigma_{T, \lim 1} = 2\sigma_y - y\sigma_{pm} \quad (\text{C. 0. 4-5})$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T, \lim 1} = 2.7\sigma_y - y\sigma_{pm} \quad (\text{C. 0. 4-6})$$

式中 $\sigma_{T, \lim 1}$ ——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, σ_{pm} 按式(C. 0. 4-7):

$$\sigma_{pm} < 0.67\sigma_y \quad (\text{C. 0. 4-7})$$

对于奥氏体钢管子, σ_{pm} 按式(C. 0. 4-8):

$$\sigma_{pm} < 0.90\sigma_y \quad (\text{C. 0. 4-8})$$

因此热应力限制可近似地由式(C. 0. 4-9)、式(C. 0. 4-10)表示为:

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.0 - 0.67y)\sigma_y \quad (C. 0. 4-9)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim1} = (2.7 - 0.9y)\sigma_y \quad (C. 0. 4-10)$$

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,则应采用式(C. 0. 4-3)求出的一次膜应力强度,由式(C. 0. 4-5)或式(C. 0. 4-6)作更精确的计算。如果管壁厚度随意加大到超过本标准第 2. 4. 3 条计算的厚度,则应采用实际平均厚度计算一次膜应力强度,并用式(C. 0. 4-5)或式(C. 0. 4-6)计算热应力限制。

C. 0. 5 热应力棘齿限制的推导。

对热应力棘齿所作的限制可用式(C. 0. 5-1)表示^[21]:

$$\sigma_{T,lim2} = 4(\sigma - \sigma_{pm}) \quad (C. 0. 5-1)$$

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} 由本标准式(C. 0. 4-3)算出。采用本标准式(C. 0. 4-7)或式(C. 0. 4-8),这个限制可近似地用式(C. 0. 5-2)和式(C. 0. 5-3)表示:

对铁素体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.33\sigma_y \quad (C. 0. 5-2)$$

对奥氏体钢

$$\sigma_{T,lim2} = 1.8\sigma_y \quad (C. 0. 5-3)$$

如同本附录第 C. 0. 4 条中的推导,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,则应采用本附录式(C. 0. 4-3)计算的一次膜应力强度按式(C. 0. 5-1)精确地计算该限制。

附录 D 应力曲线(规范性附录)

应力曲线见图 D.0.1~图 D.0.19。

图 D.0.1——ASTM A161 和 ASTM A192 低碳钢的应力曲线；

图 D.0.2——ASTM A53 GrB(无缝)、ASTM A106 GrB 和 ASTM A210 GrA-1 中碳钢的应力曲线；

图 D.0.3——ASTM A161 T1、ASTM A209 T1 和 ASTM A335 P1 C- $\frac{1}{2}$ Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.4——ASTM A200 T11、ASTM A213 T11 和 ASTM A335 P11 $1\frac{1}{4}$ Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.5——ASTM A200 T22、ASTM A213 T22 和 ASTM A335 P22 $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.6——ASTM A200 T21、ASTM A213 T21 和 ASTM A335 P21 3Cr-1Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.7——ASTM A200 T5、ASTM A213 T5 和 ASTM A335 P5 5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.8——ASTM A213 T5b 和 ASTM A335 P5b 5Cr- $\frac{1}{2}$ Mo-Si 钢的应力曲线；

图 D.0.9——ASTM A200 T7、ASTM A213 T7 和 ASTM A335 P7 7Cr- $\frac{1}{2}$ Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.10——ASTM A200 T9、ASTM A213 T9 和 ASTM A335 P9 9Cr-1Mo 钢的应力曲线；

图 D.0.11——ASTM A200 T91、ASTM A213 T91 和 ASTM A335 P91 9Cr-1Mo-V 钢的应力曲线；

图 D.0.12——ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 304 和 304H 型(18Cr-8Ni)不锈钢的应力曲线；

图 D.0.13——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 D.0.14——ASTM A213 和 ASTM A312 316L 型(16Cr-12Ni-2Mo)不锈钢的应力曲线；

图 D.0.15——ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321 型(18Cr-10Ni-Ti)不锈钢的应力曲线；

图 D.0.16——ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321H 型(18Cr-10Ni-Ti)不锈钢的应力曲线；

图 D.0.17——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 D.0.18——ASTM B407 UNS NO8810 和 UNS NO8811 合金 800H 和 800HT(Ni-Fe-Cr)不锈钢的应力曲线；

图 D.0.19——ASTM A608 Gr HK40(25Cr-20Ni)不锈钢的应力曲线。

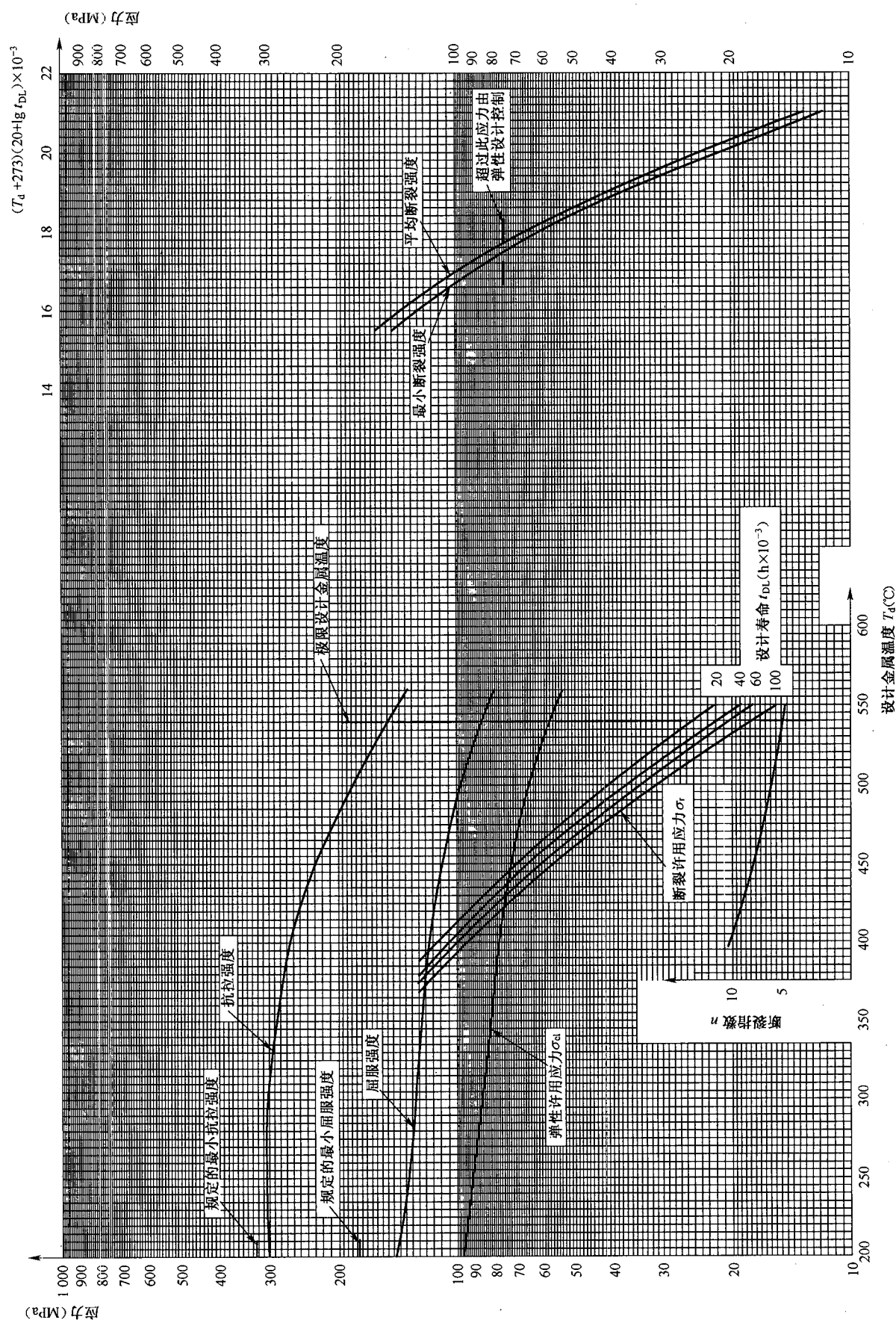


图 D.0.1 ASTM A161 和 ASTM A192 低碳钢的应力曲线

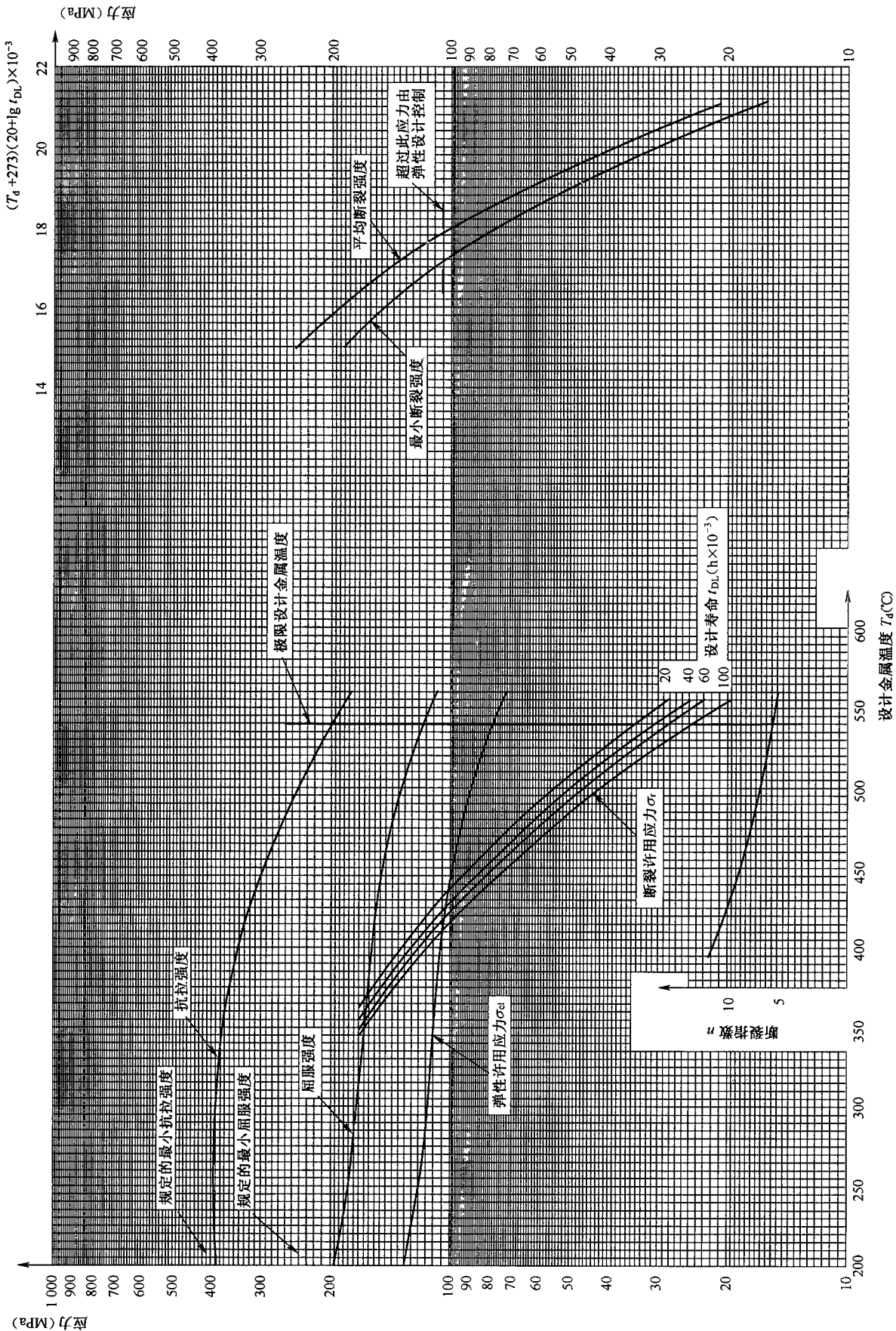


图 D.0.2 ASTM A53 GrB(无缝)、ASTM A106 GrB 和 ASTM A210 GrA-1 中碳钢的应力曲线

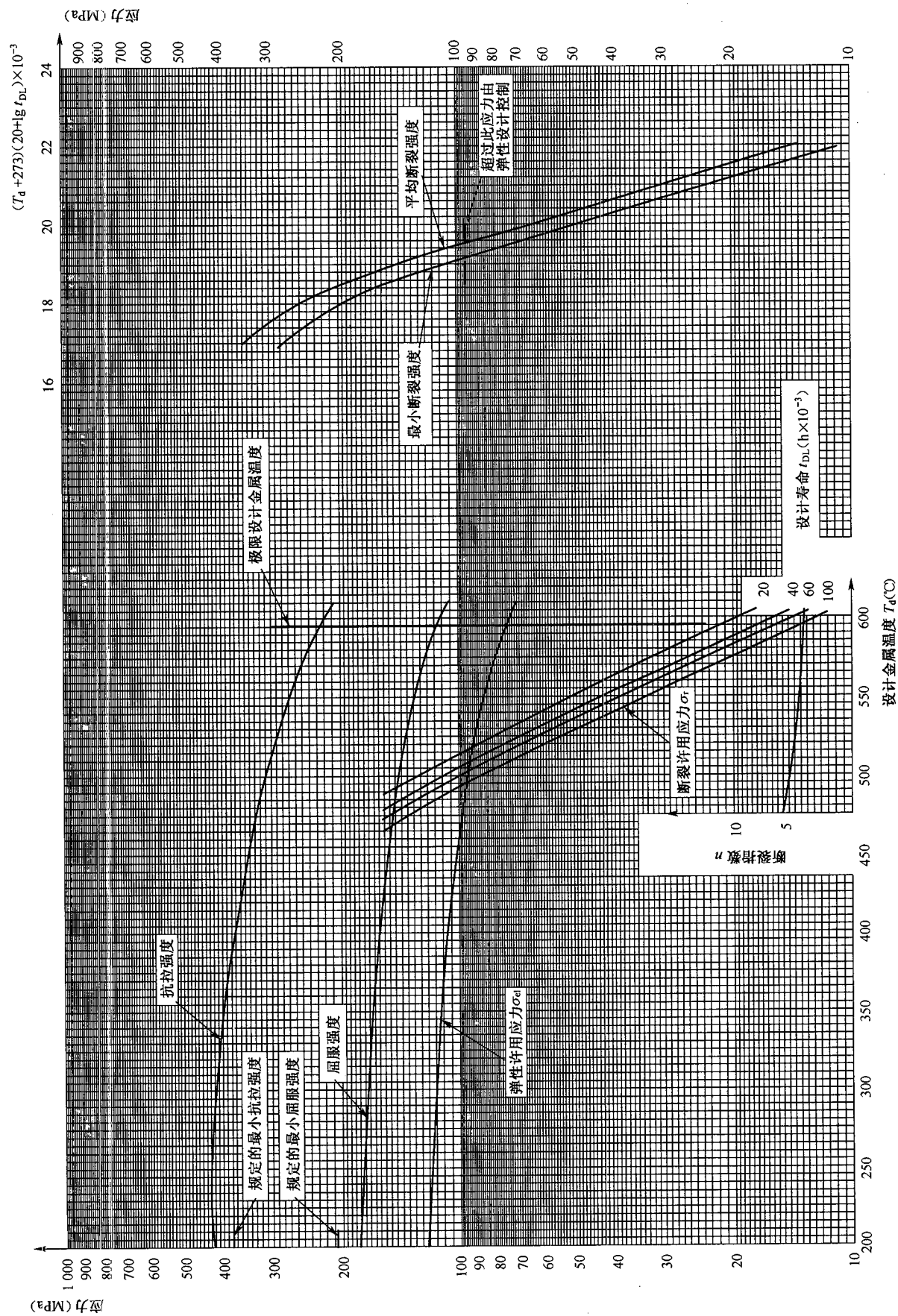


图 D.0.3 ASTM A161 T1、ASTM A209 T1 和 ASTM A335 P1 C-1/2 Mo 钢的应力曲线

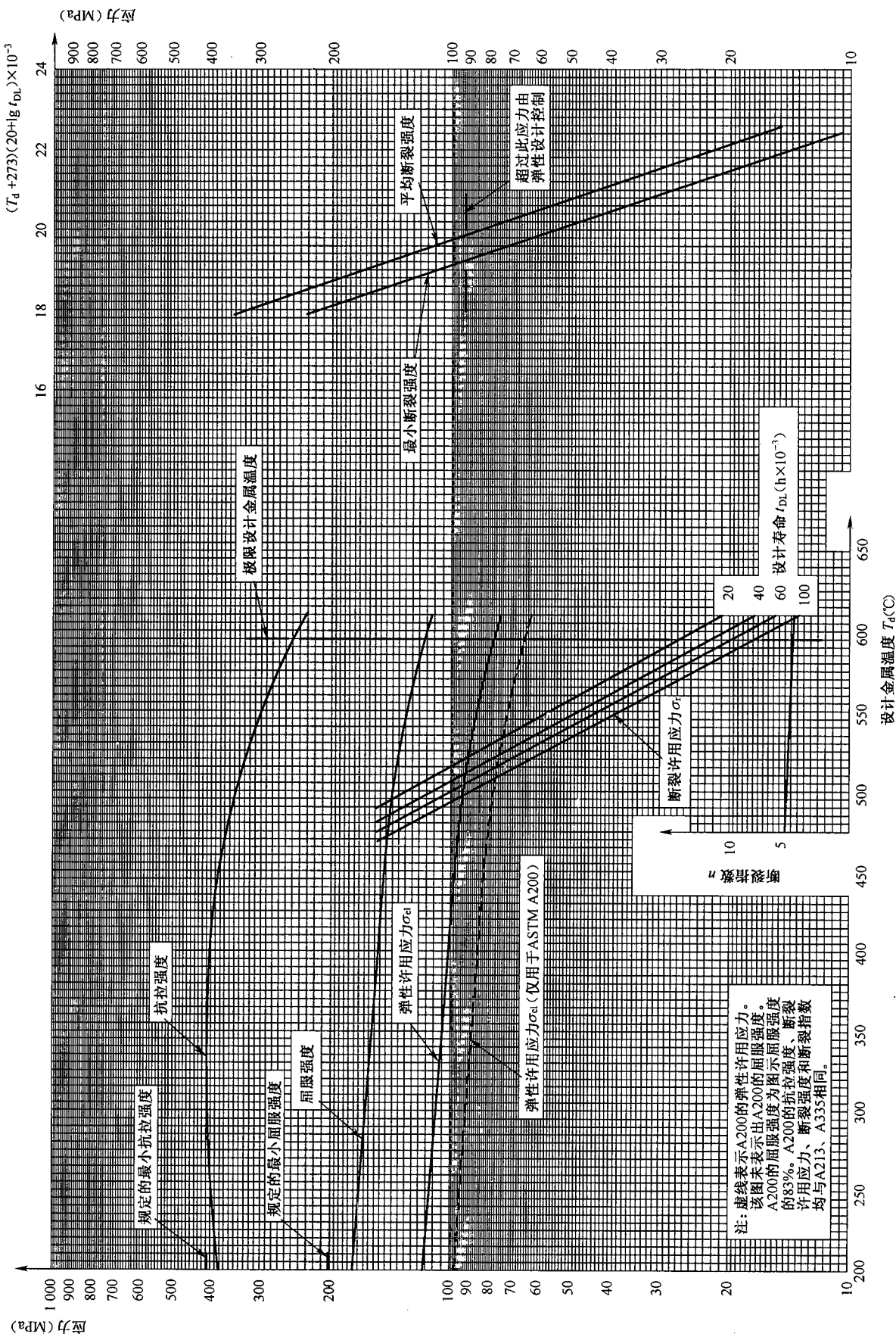


图 D.0.4 ASTM A200 T11、ASTM A213 T11 和 ASTM A335 P11 1¼Cr-½Mo 钢的应力曲线

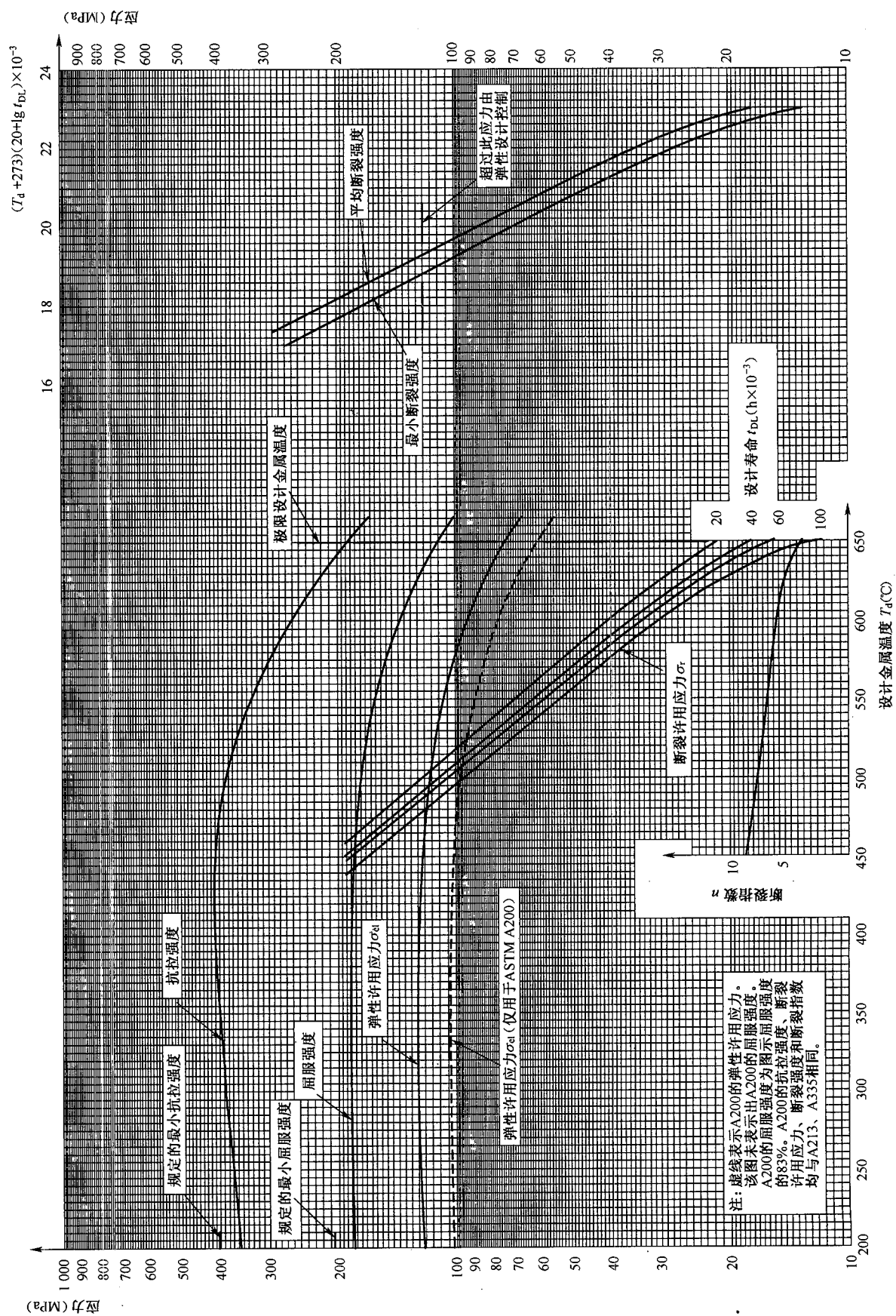


图 D.0.5 ASTM A200 T21、ASTM A213 T22 和 ASTM A335 P22 2¼Cr-1Mo 钢的应力曲线

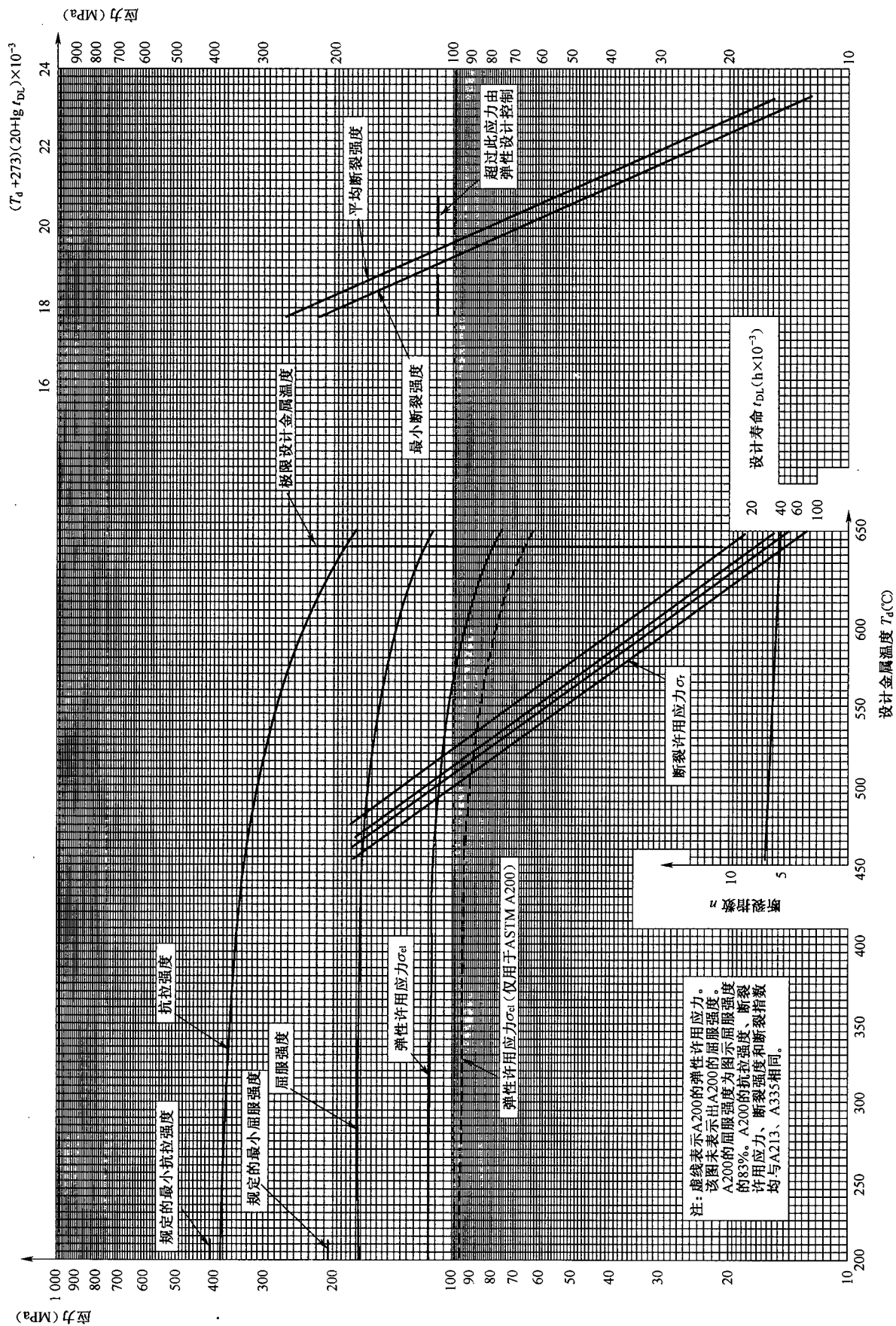


图 D.0.6 ASTM A200 T21、ASTM A213 T21 和 ASTM A335 P21.3Cr-1Mo 钢的应力曲线

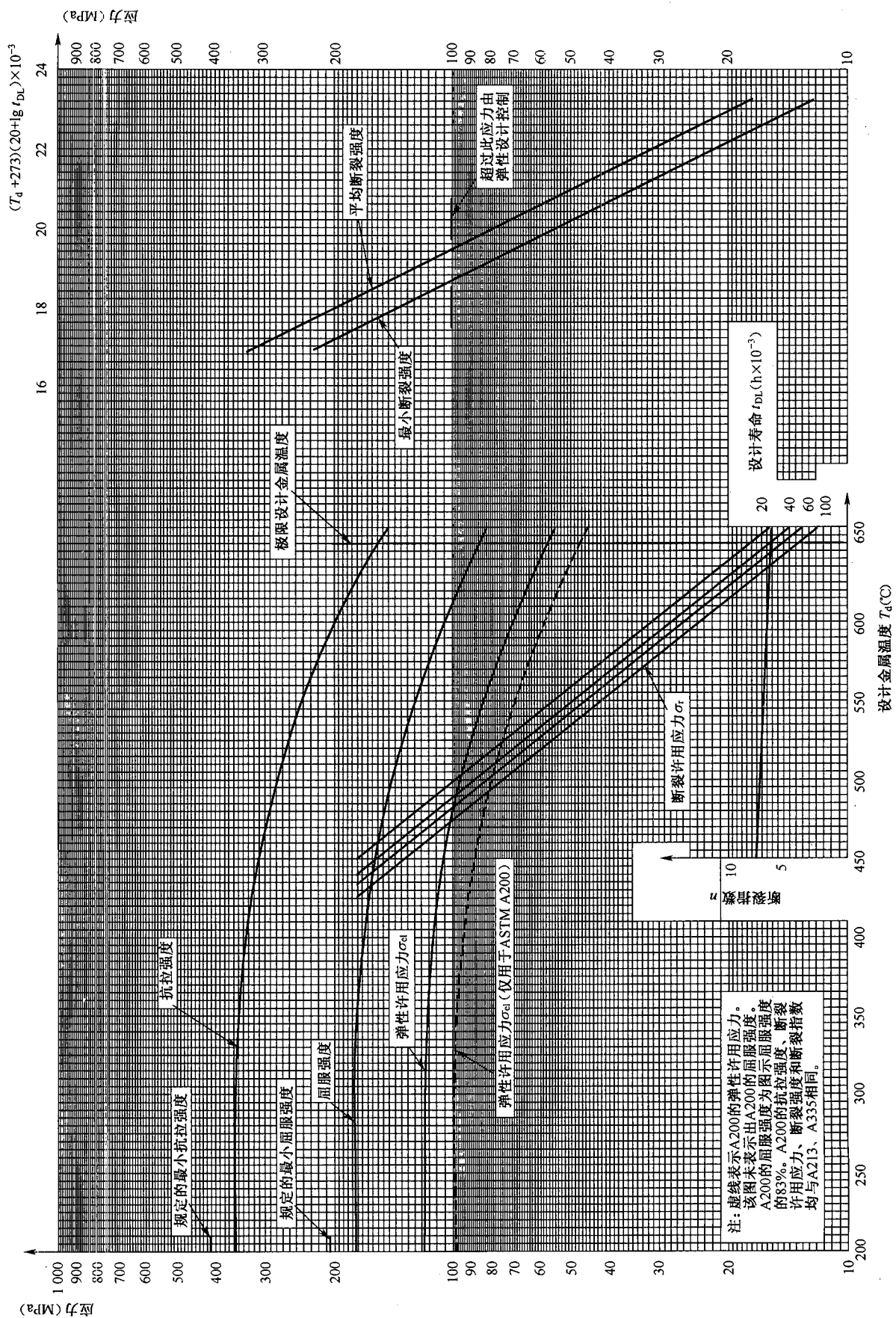


图 D.0.7 ASTM A200 T5、ASTM A213 T5 和 ASTM A335 P5 5Cr-1/2Mo 钢的应力曲线

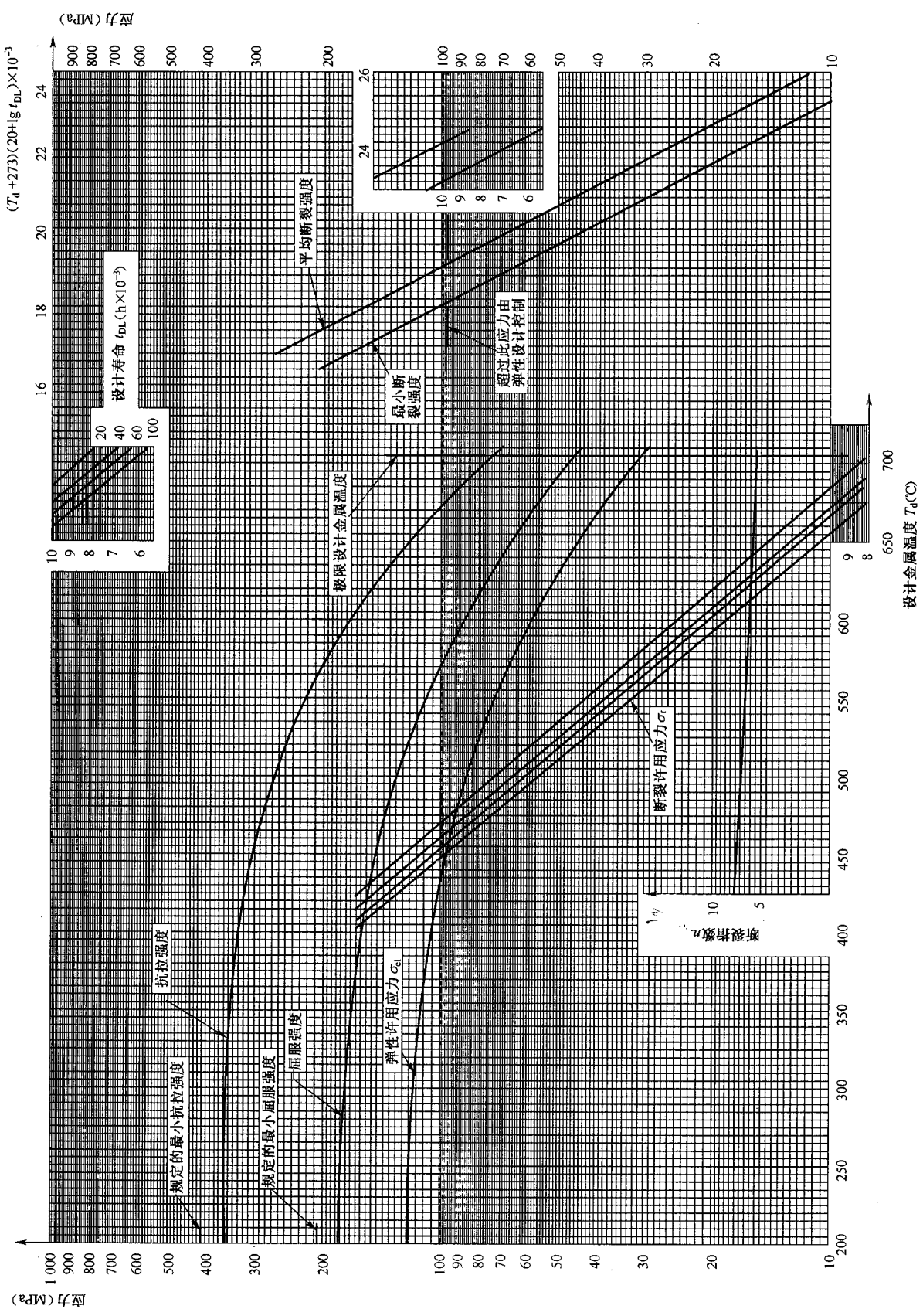


图 D.0.8 ASTM A213 T5b 和 ASTM A335 P5b 5Cr-1/2Mo-Si 钢的应力曲线

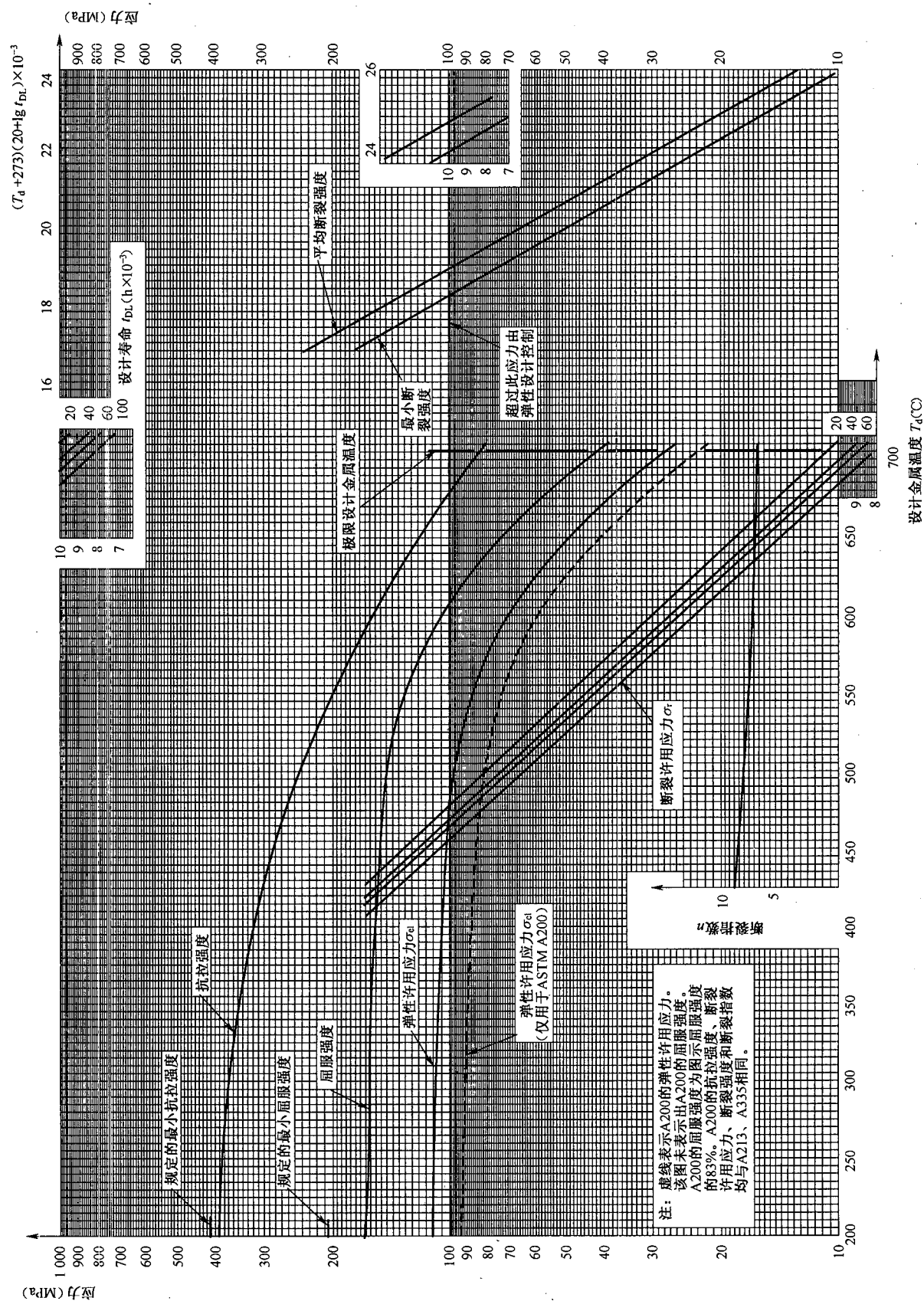


图 D.0.9 ASTM A200 T7、ASTM A213 T7 和 ASTM A335 P7 7Cr-1/2 Mo 钢的应力曲线

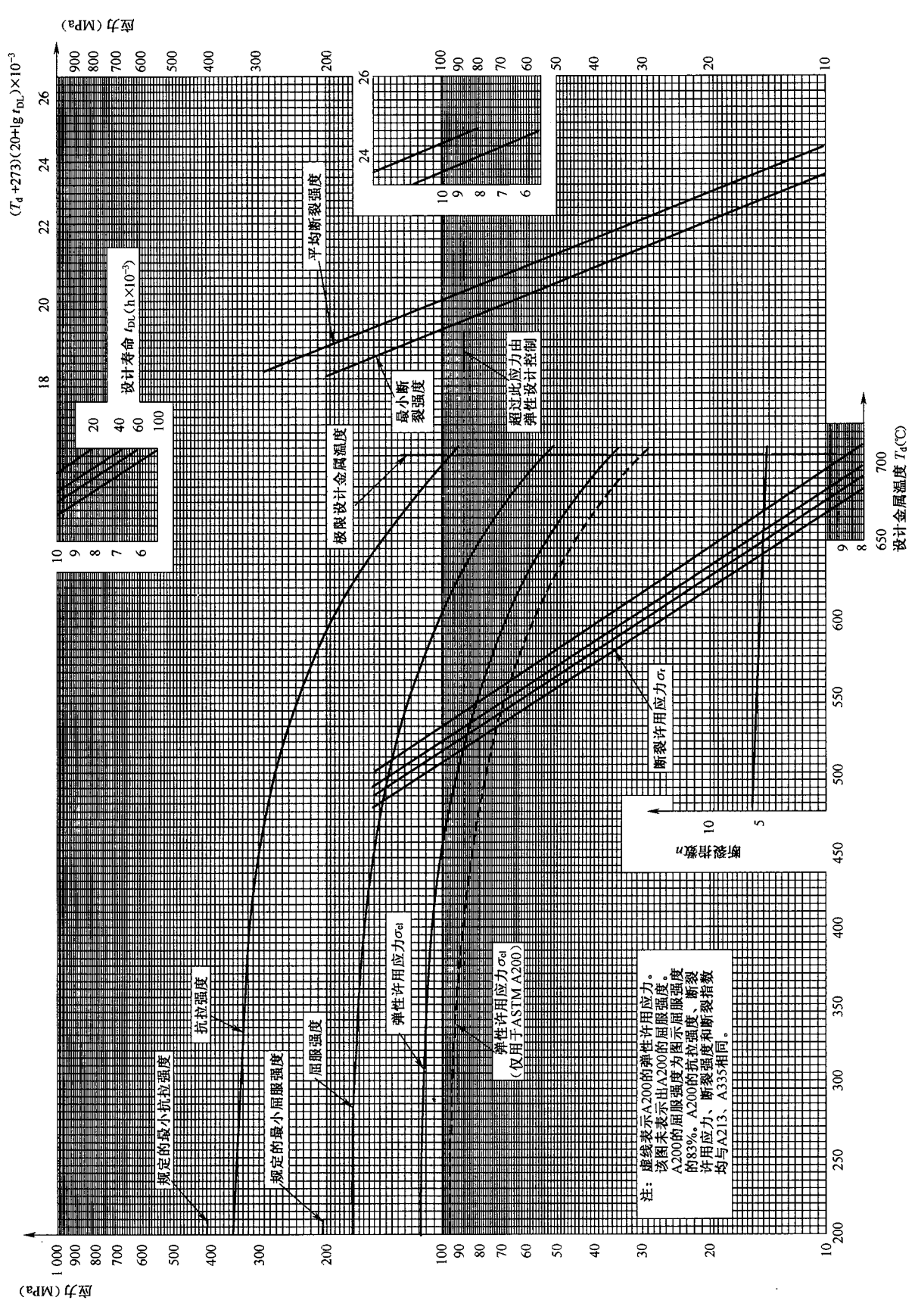


图 D.0.10 ASTM A200 T9、ASTM A213 T9 和 ASTM A335 P9 9Cr-1Mo 钢的应力曲线

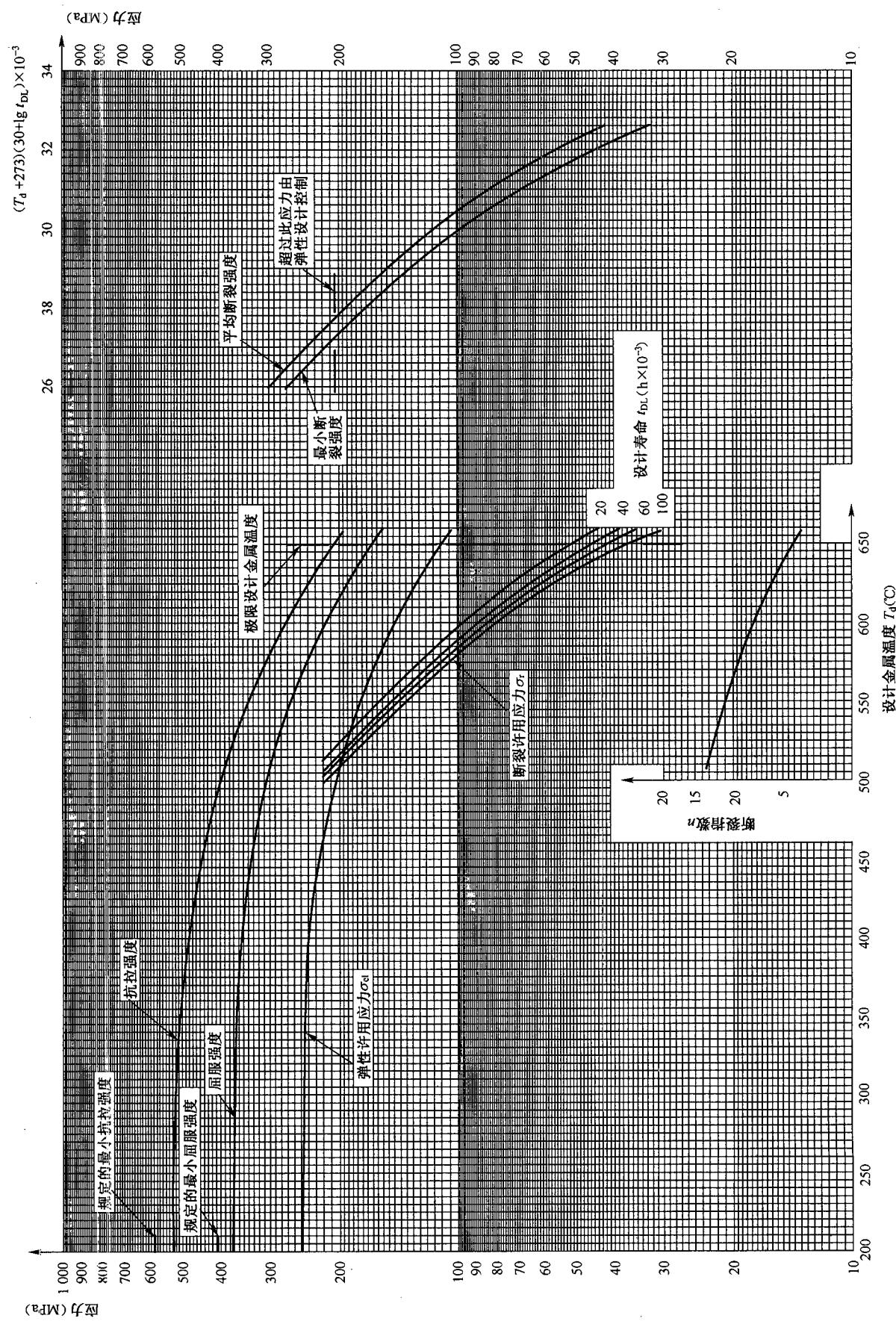


图 D.0.11 ASTM A200 T91、ASTM A213 T91 和 ASTM A335 P91 9Cr-1Mo-V 钢的应力曲线

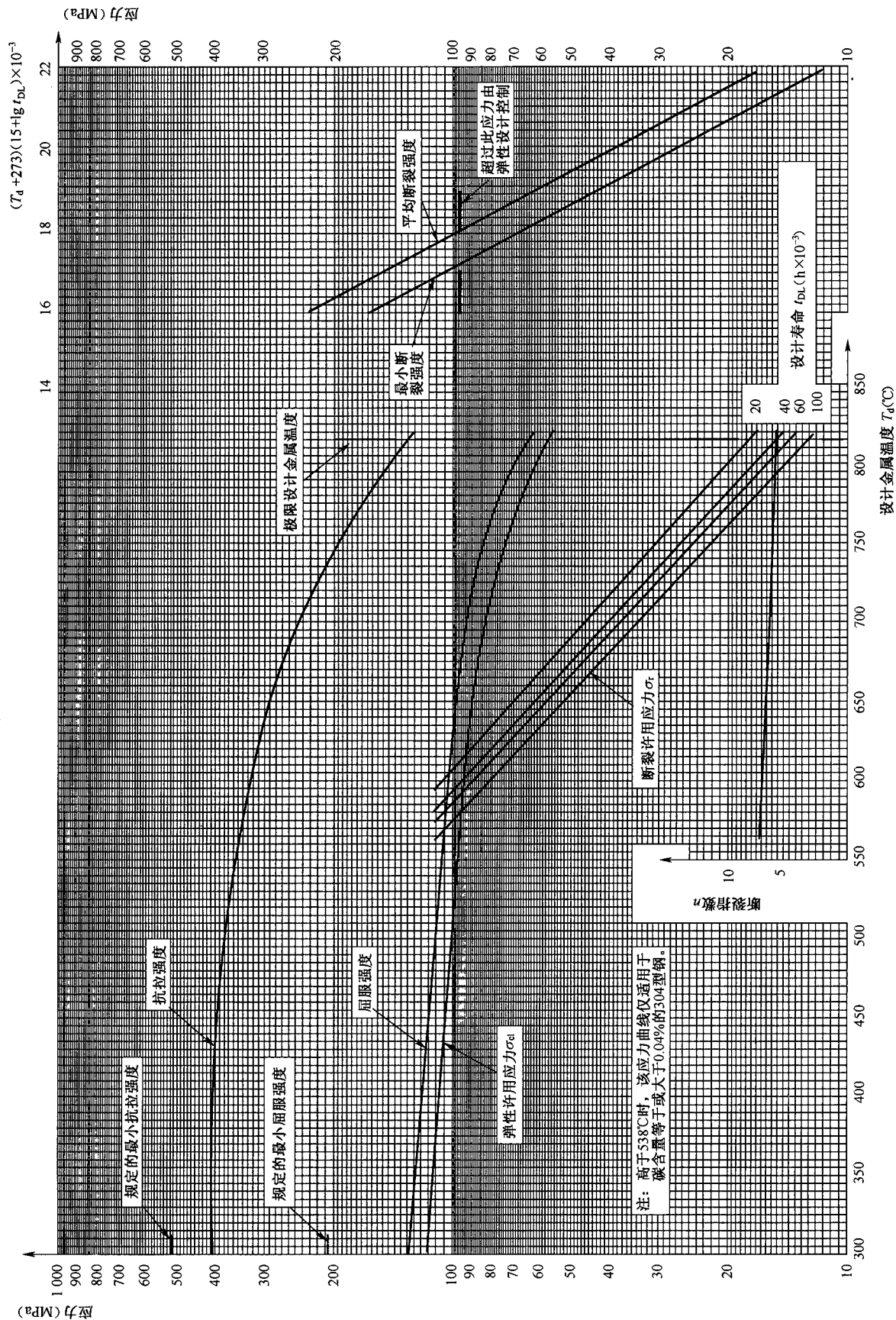


图 D. 0. 12 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 304 和 304H 型 (18Cr-8Ni) 不锈钢的应力曲线

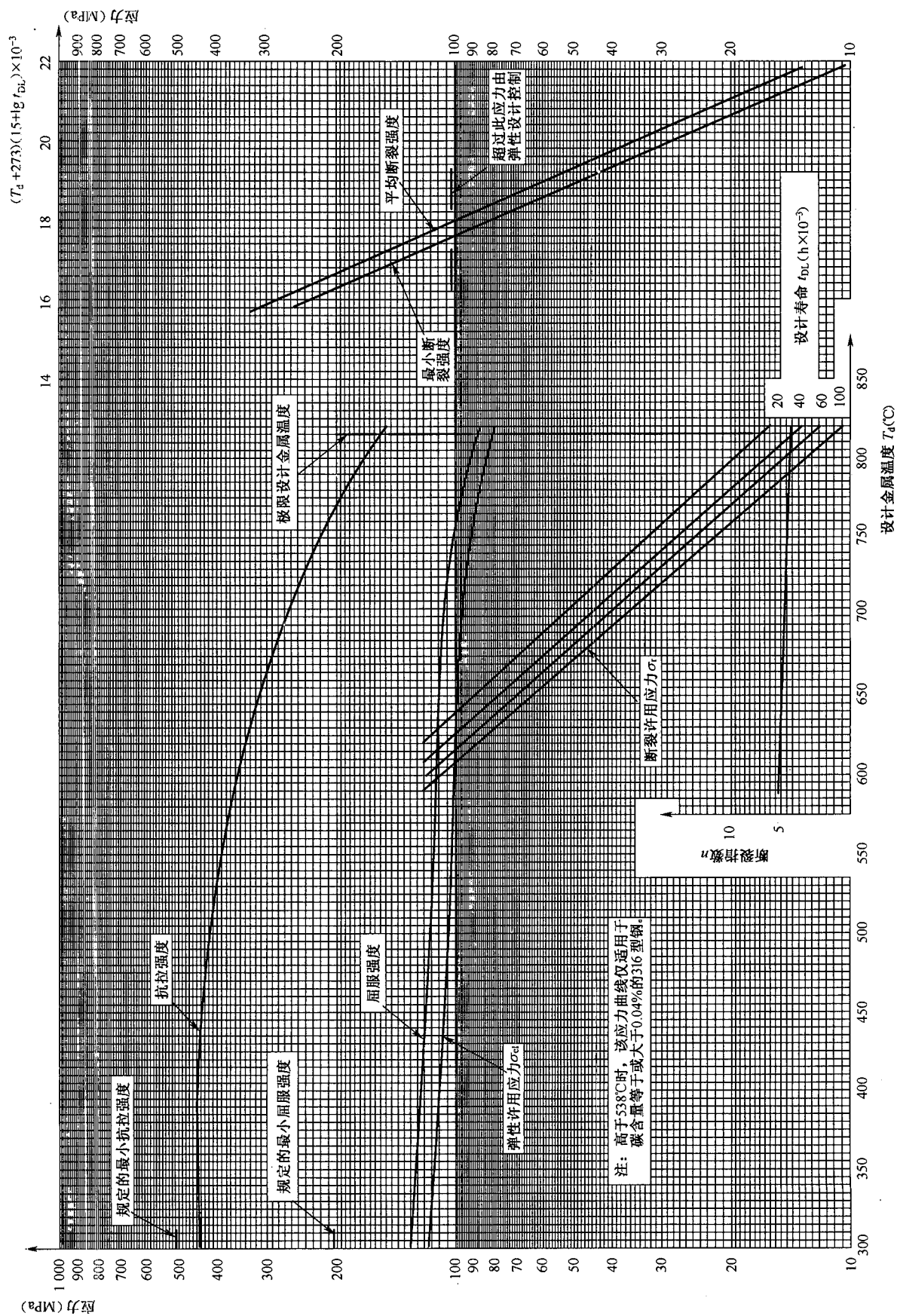


图 D. 0.13 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 316 和 316H 型 (16Cr-12Ni-2Mo) 不锈钢的应力曲线

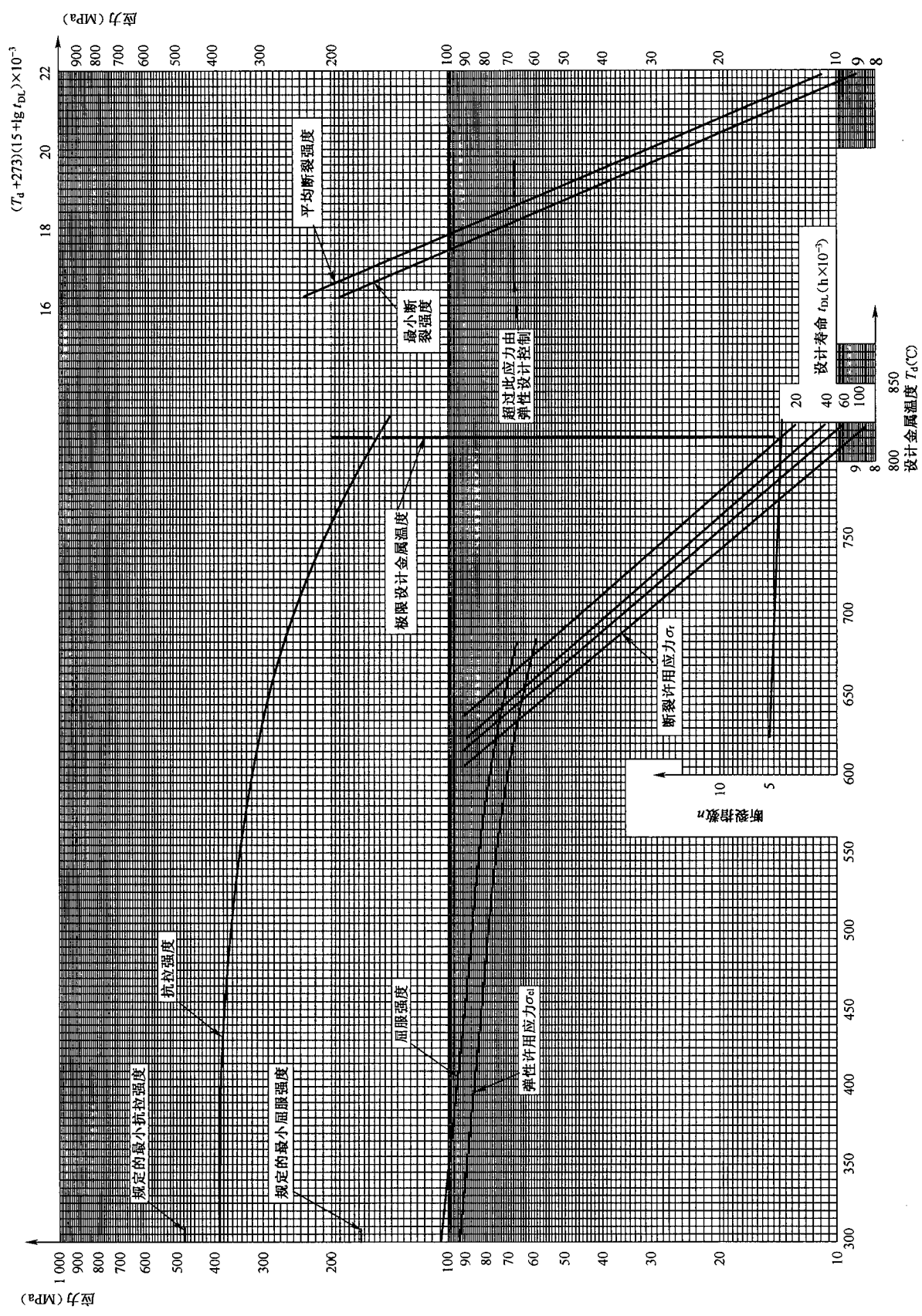


图 D.0.14 ASTM A213 和 ASTM A312 316L 型 (16Cr-12Ni-2Mo) 不锈钢的应力曲线

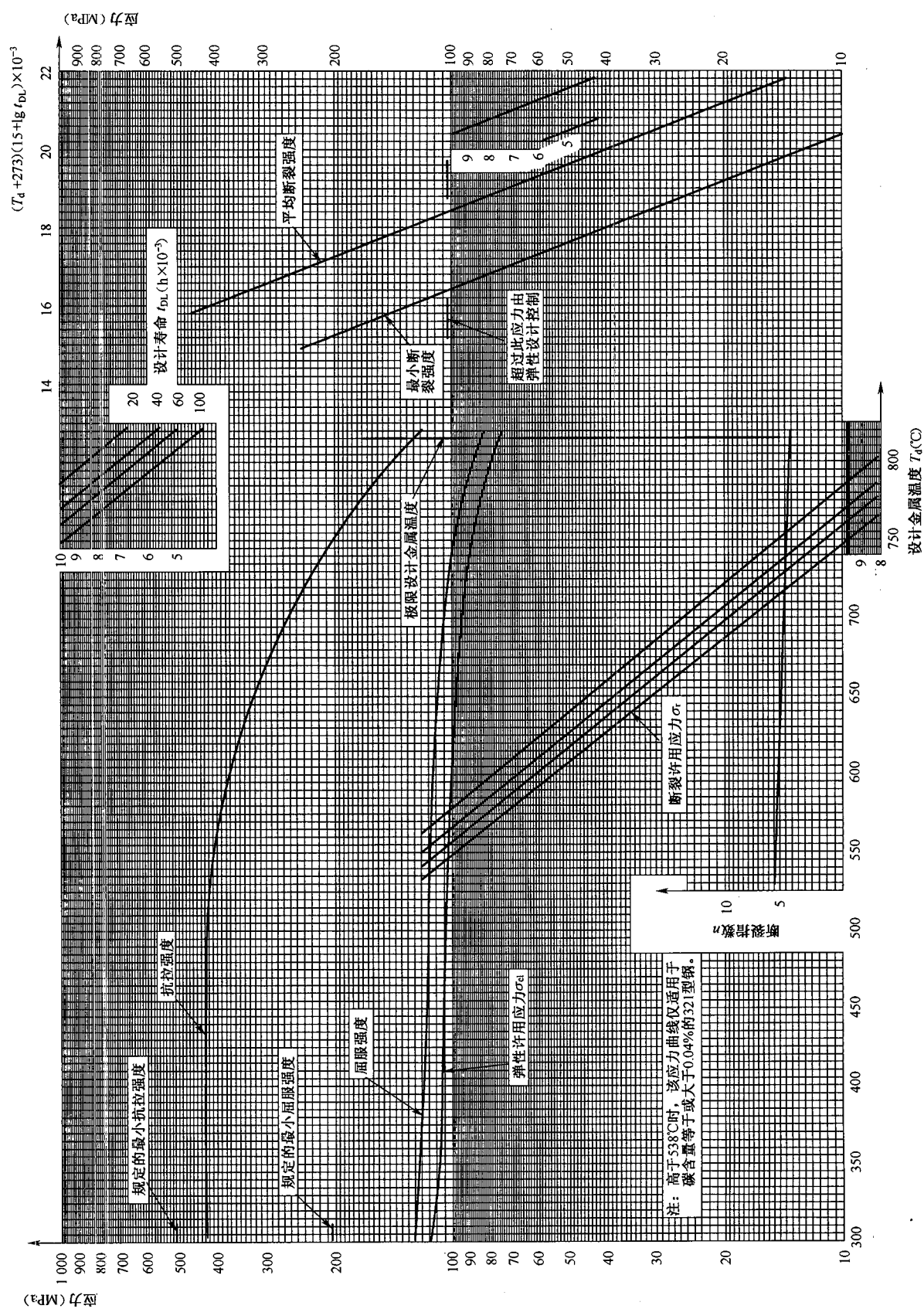


图 D.0.15 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321 型 (18Cr-10Ni-Ti) 不锈钢的应力曲线

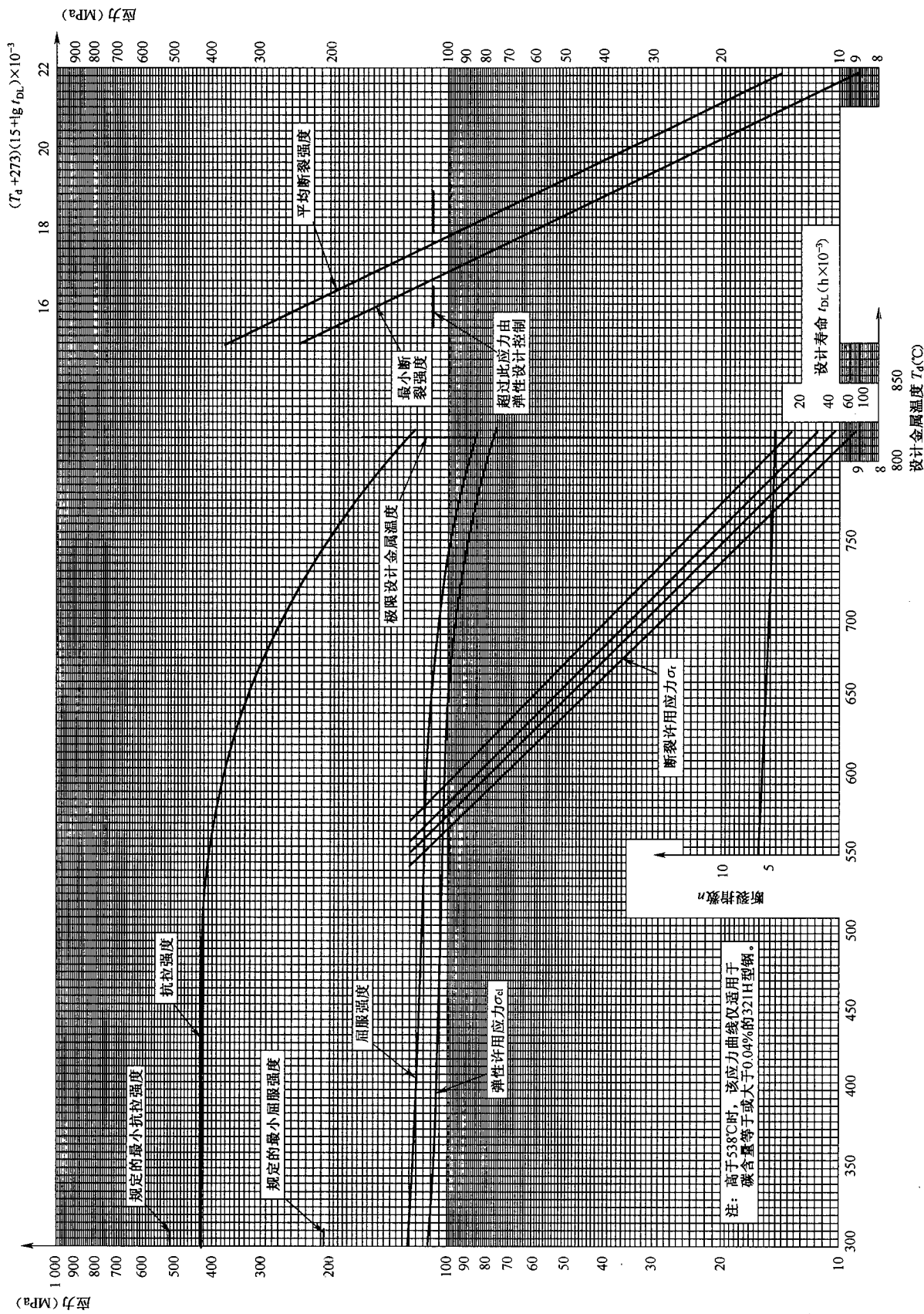


图 D.0.16 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 321H 型 (18Cr-10Ni-Ti) 不锈钢的应力曲线

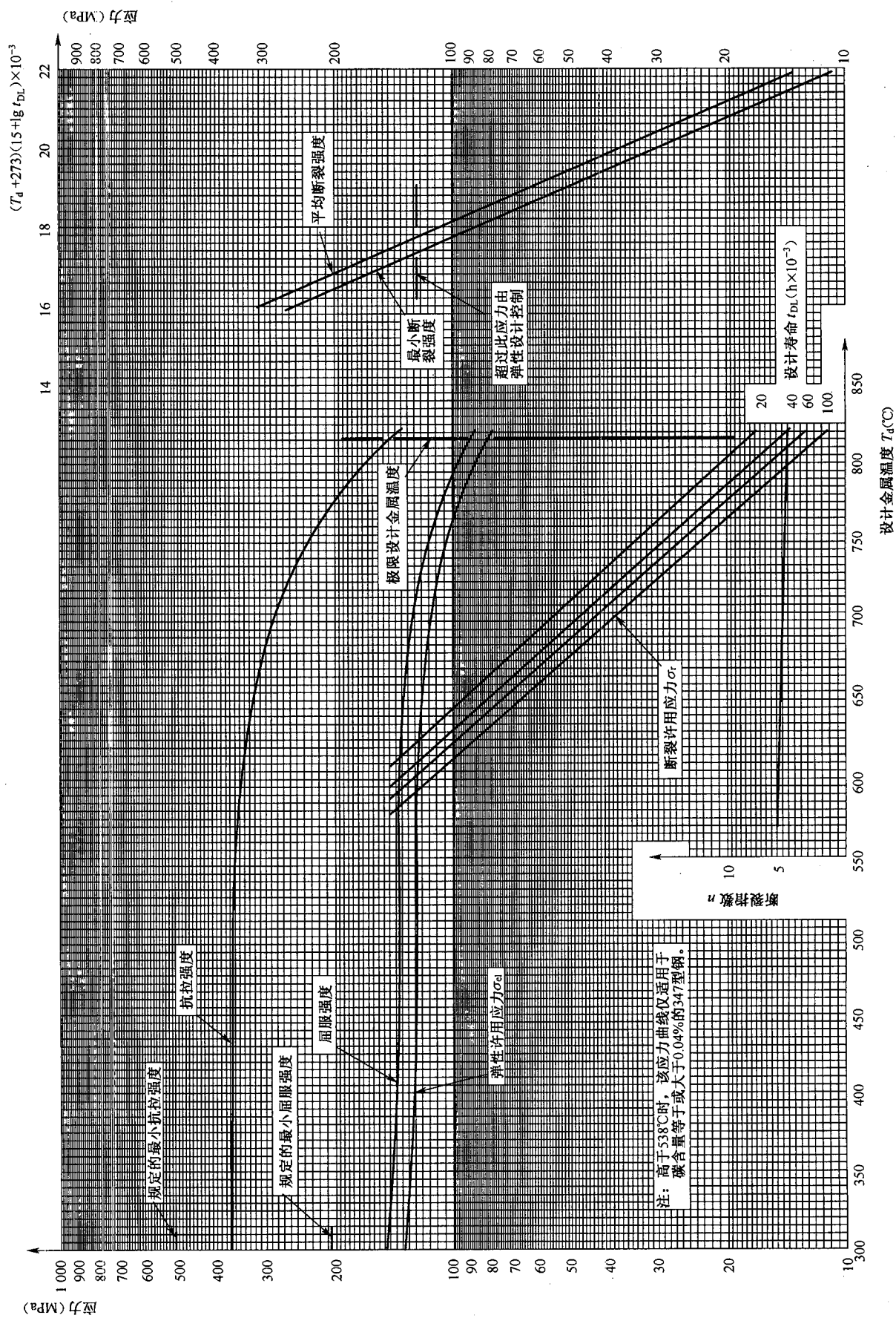


图 D. 0. 17 ASTM A213、ASTM A271、ASTM A312 和 ASTM A376 347 和 347H 型 (18Cr-10Ni-Nb) 不锈钢的应力曲线

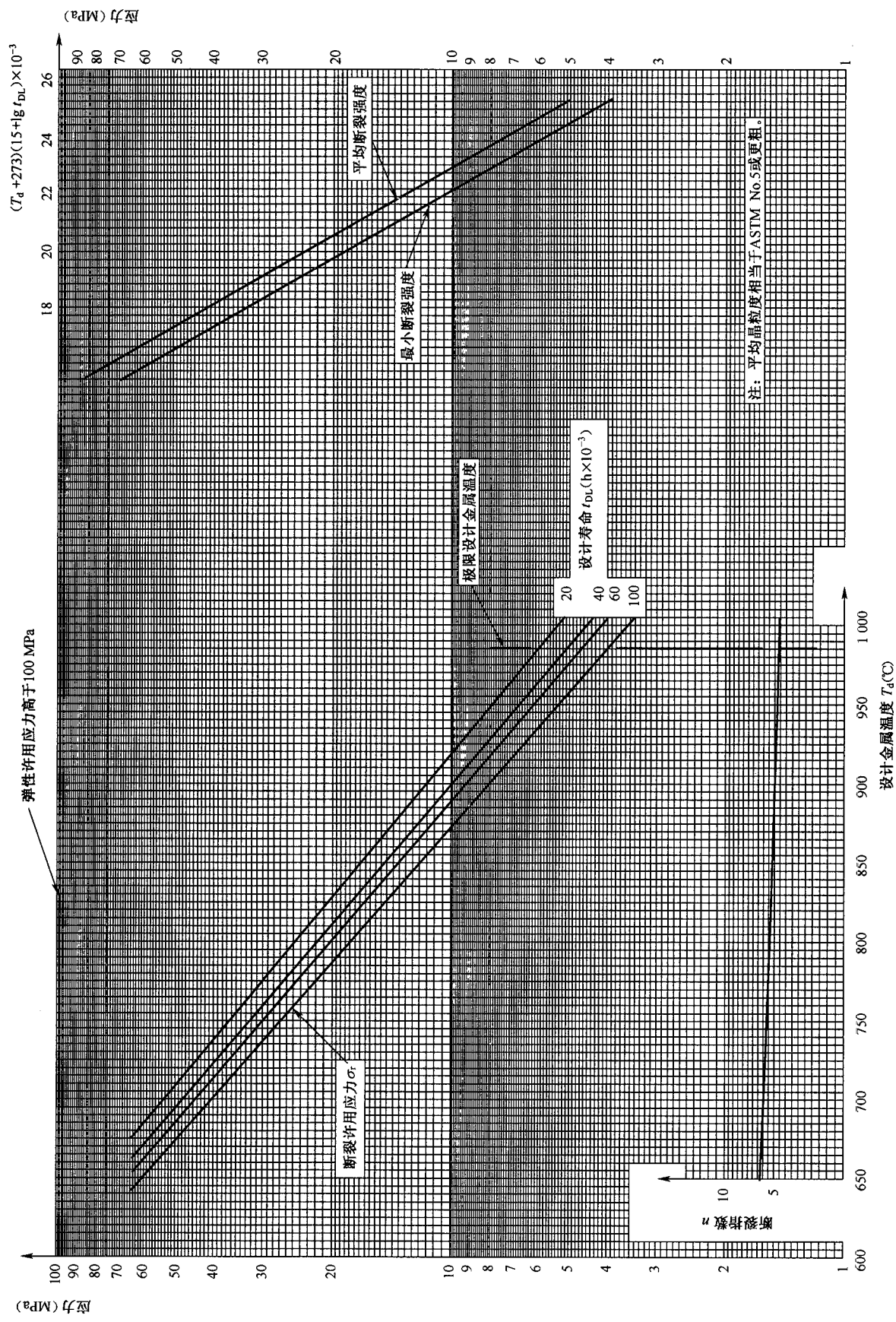


图 D.0.18 ASTM B407 UNS NO8810 和 UNS NO8811 合金 800H 和 800HT (Ni-Fe-Cr) 不锈钢的应力曲线

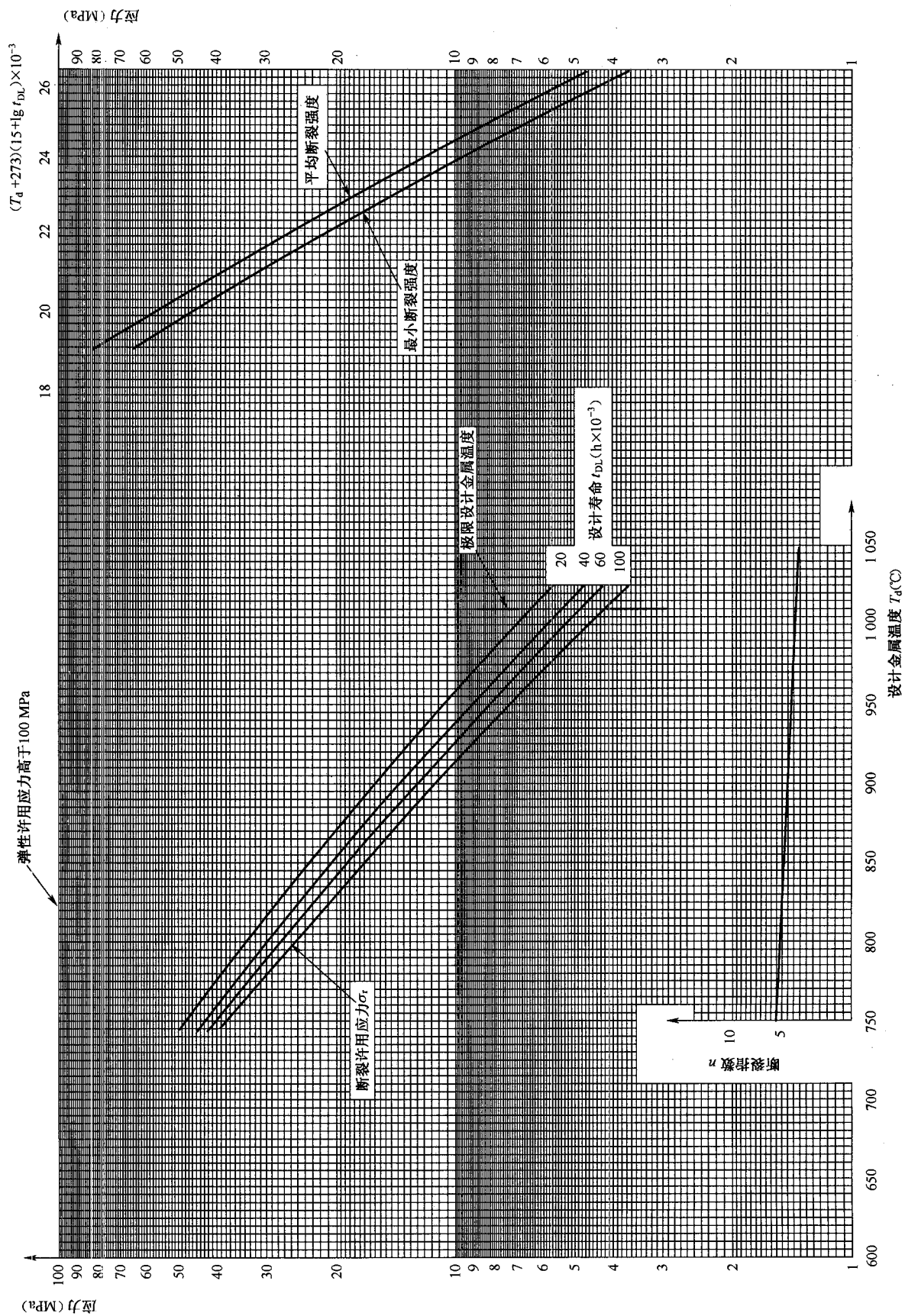


图 D.0.19 ASTM A608 Gr HK40 (25Cr-20Ni) 不锈钢的应力曲线

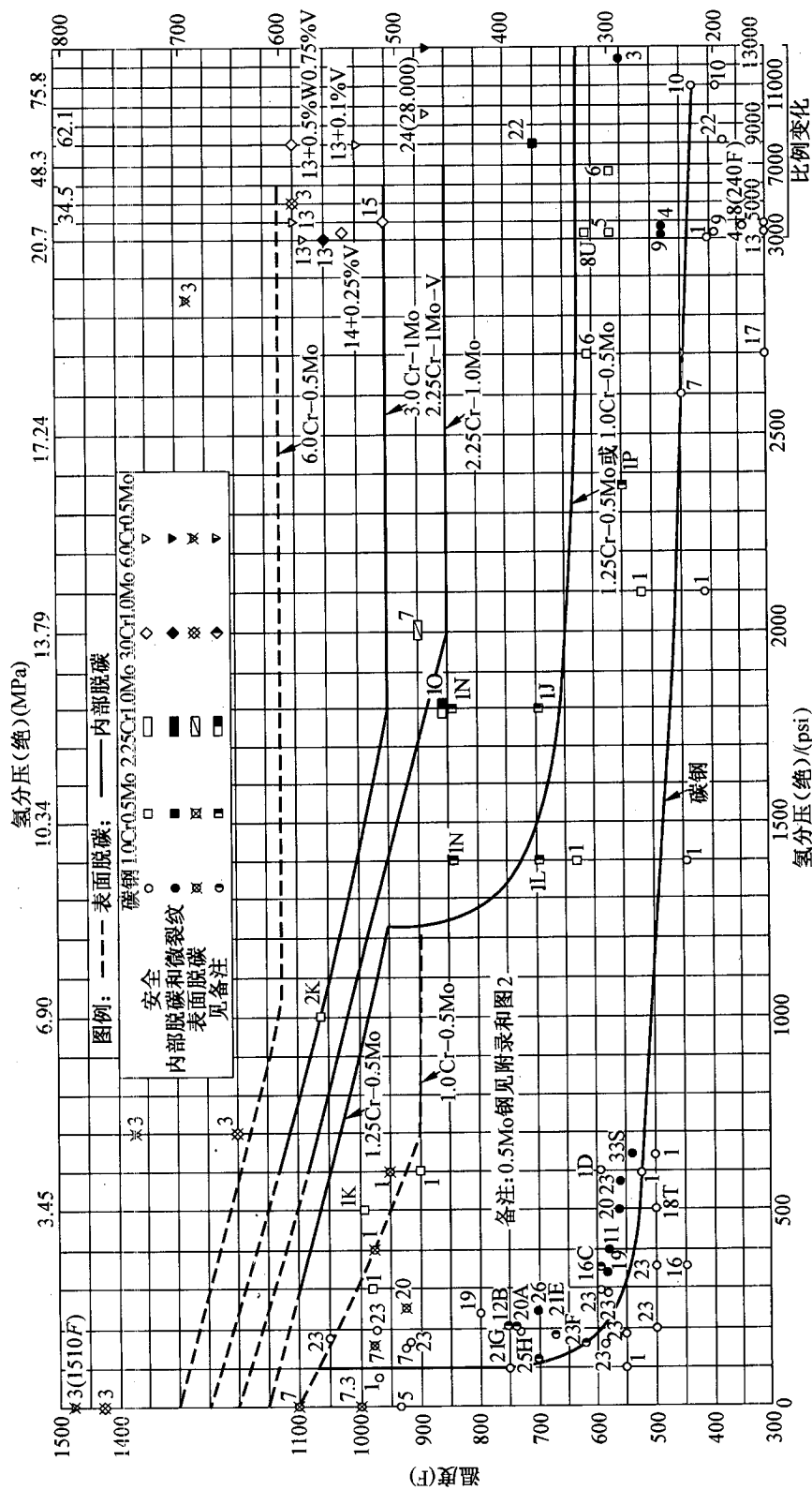
附录 E 腐蚀曲线(资料性附录)

E.0.1 临氢作业用钢防止脱碳和裂纹的操作极限见图 E.0.1。

E.0.2 操作介质为含硫油的炉管的腐蚀速率参照图 E.0.2。

E.0.3 在高温 $\text{H}_2\text{S}/\text{H}_2$ 环境下操作的炉管腐蚀速率可根据所用材料、操作温度和 H_2S 含量参照图 E.0.3-1~图 E.0.3-8 查取；

E.0.4 操作介质为含酸(和/或含硫)油的炉管介质可根据所用材料、操作温度、介质流速和含酸(和/或含硫)量可操作 API RP 581—2008 中 2.B 中查取。



注：1 本曲线给出的极限是基于 G. A. Nelsom 最初收集的操作经验和 API 征集的补充资料；

2 奥氏体不锈钢在任何温度条件下或氢压都不会脱碳；

3 本曲线给出的极限是基于铸钢及退火钢和正火钢，采用 ASME 规范第Ⅷ篇第 1 分应力度水平。补充资料见 API RP941—2008 第 5.2.5.3 节；

4 1.25Cr-1Mo 钢在安全范围有报道发生裂纹。详见 API RP 941—2008 附录 B；

5 包括 2.25Cr-1Mo-V 级钢是建立在 1000h 实验室的试验数据。这些合金至少等于 3Cr-1Mo 钢性能。详见 API RP941—2008 第 2.2 节；

6 摘自 API RP941—2008。

图 E.0.1 临氢作业用钢防止脱碳和裂纹的操作极限

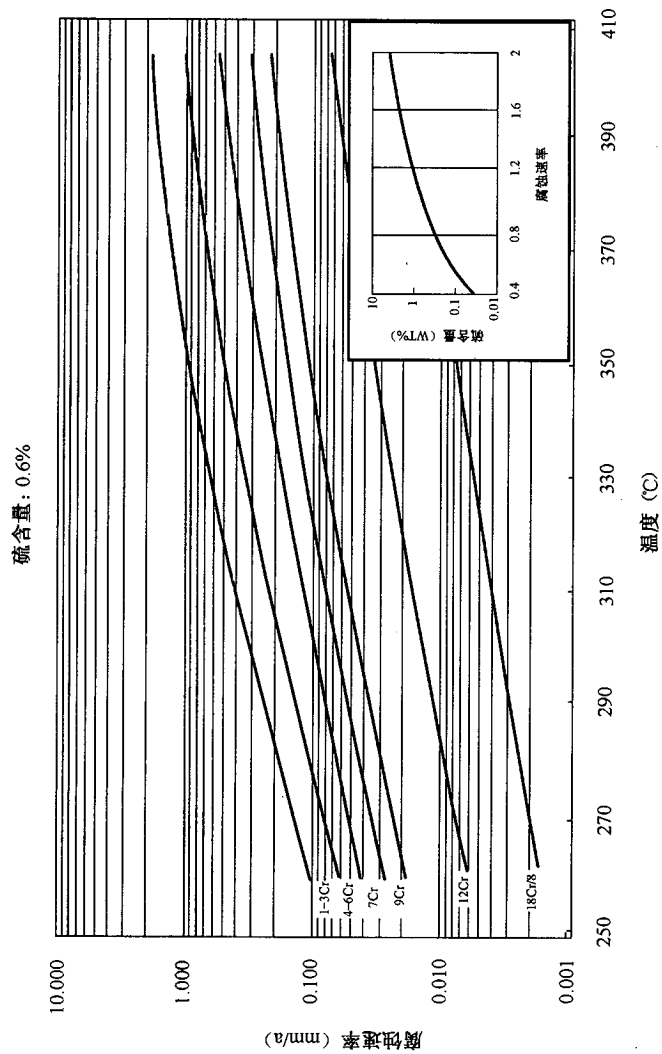
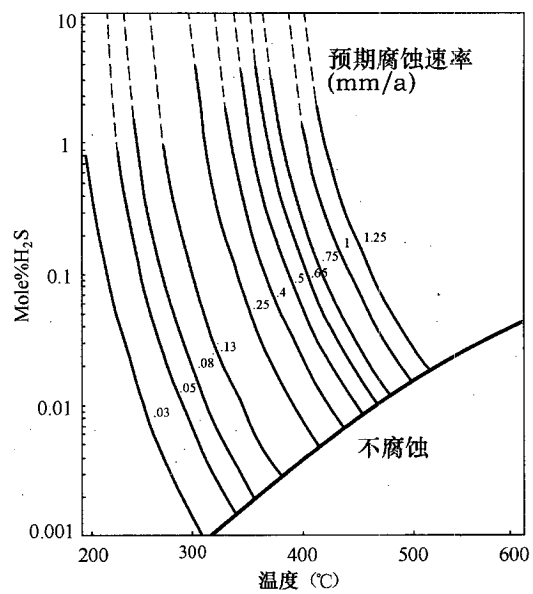
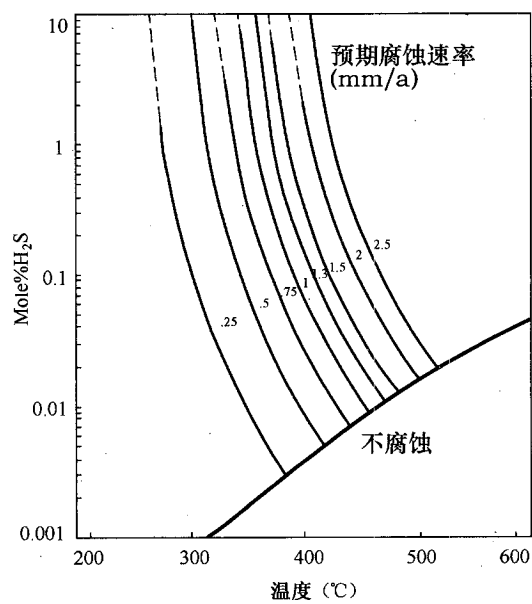


图 E.0.2 经过修正的 McConomy 曲线

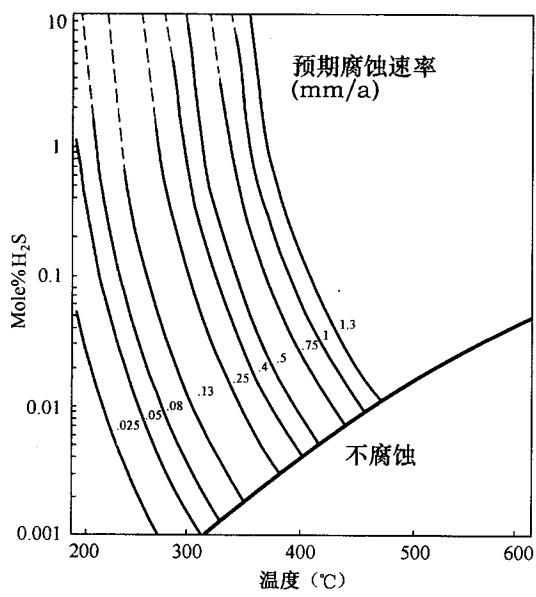


碳钢在石脑油中

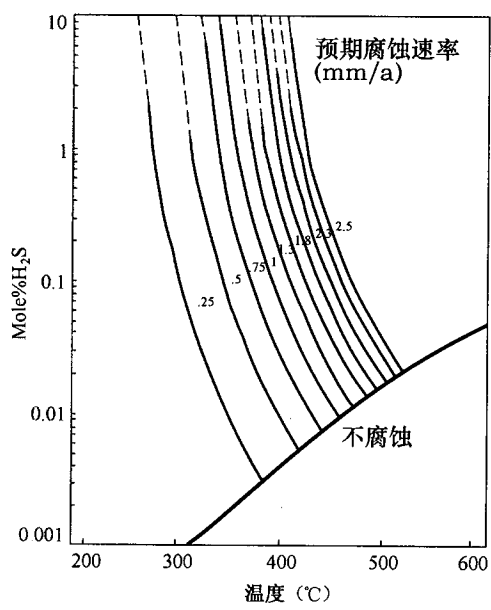


碳钢在汽油中

图 E. 0. 3-1 石脑油和汽油中, 碳钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

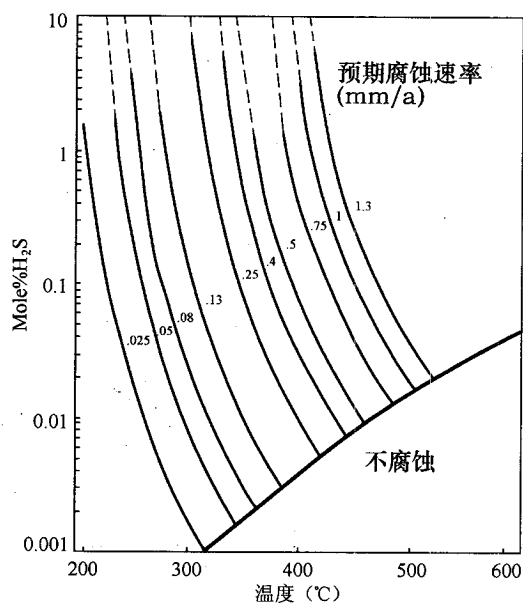


1. 25Cr 钢在石脑油中

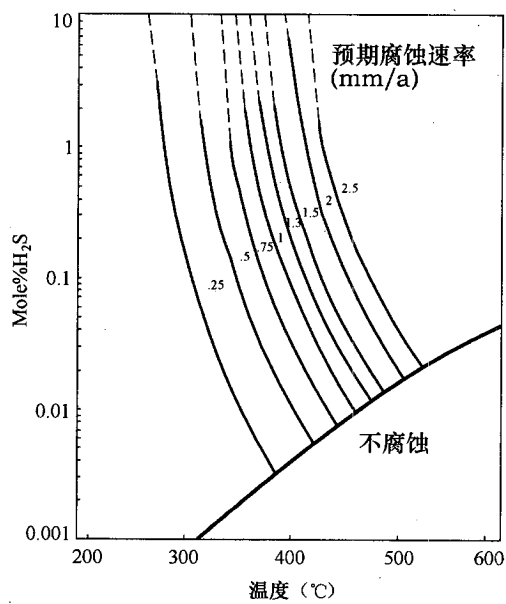


1. 25Cr 钢在汽油中

图 E. 0. 3-2 石脑油和汽油中,1. 25Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

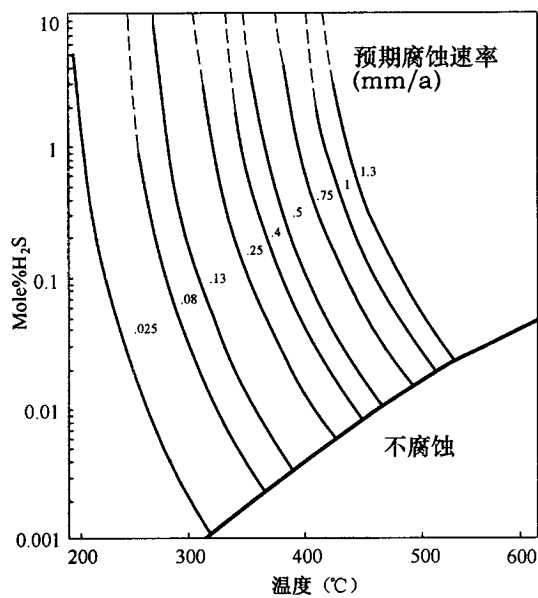


2. 25Cr 钢在石脑油中

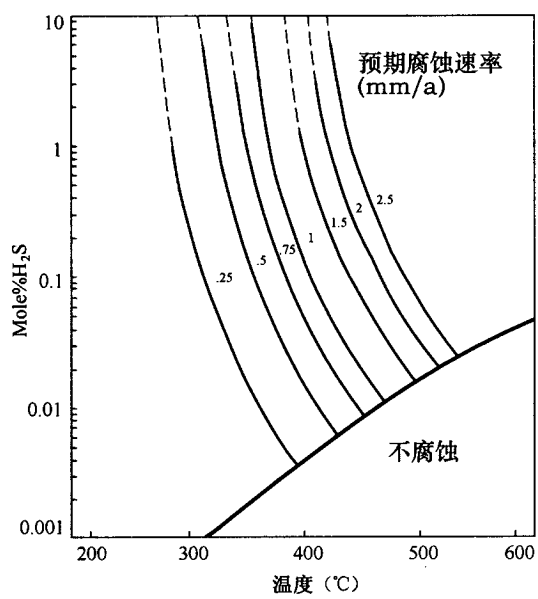


2. 25Cr 钢在汽油中

图 E. 0. 3-3、石脑油和汽油中, 2. 25Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

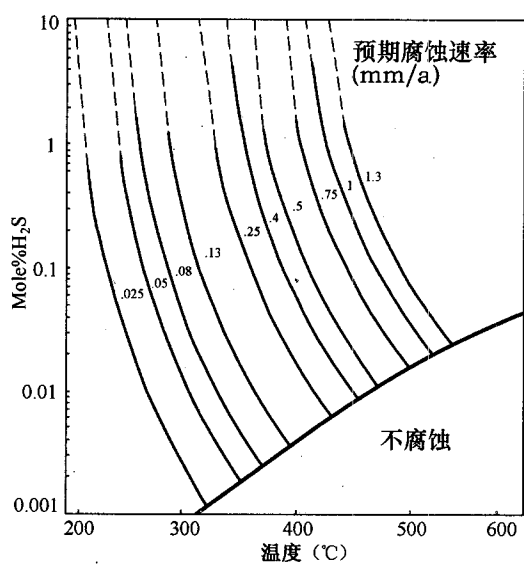


5Cr 钢在石脑油中

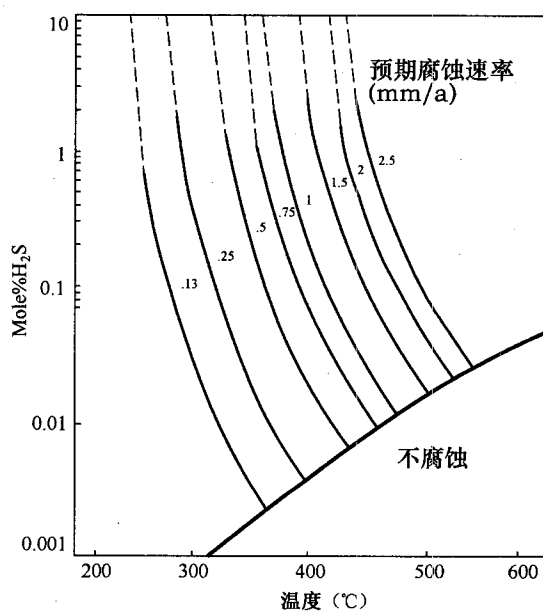


5Cr 钢在汽油中

图 E. 0. 3-4 石脑油和汽油中, 5Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

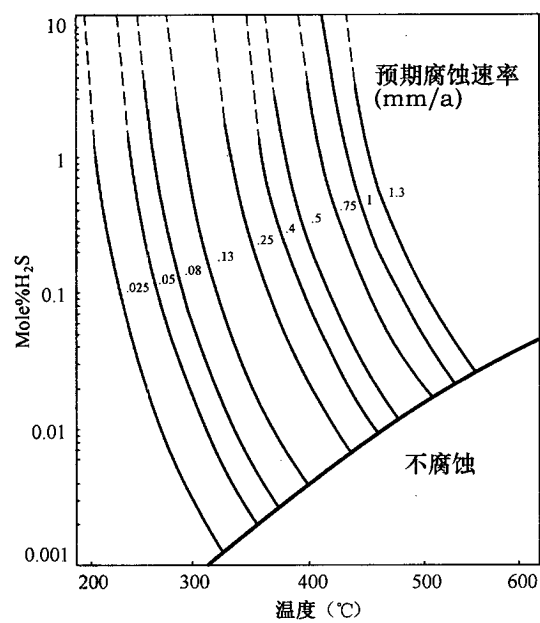


7Cr 钢在石脑油中

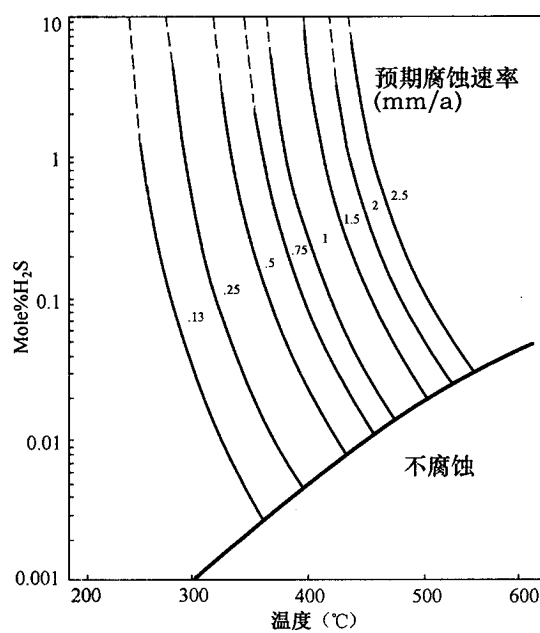


7Cr 钢在汽油中

图 E. 0. 3-5 石脑油和汽油中, 7Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线



9Cr 钢在石脑油中



9Cr 钢在汽油中

图 E. 0. 3-6 石脑油和汽油中, 9Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

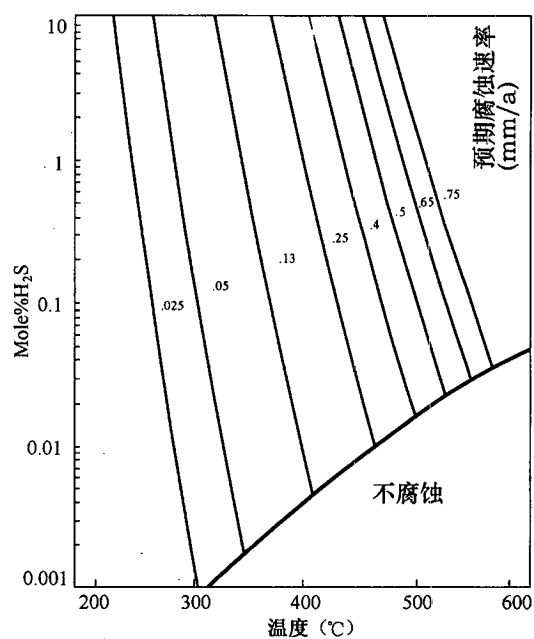


图 E. 0. 3-7 石脑油和汽油中,12Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

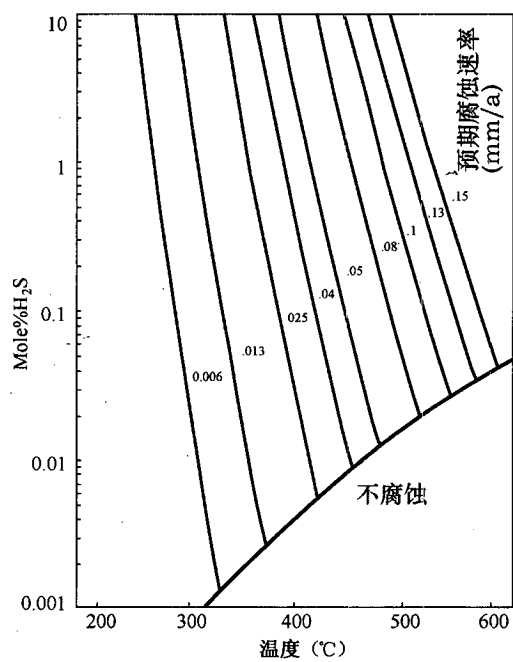


图 E. 0. 3-8 石脑油和汽油中,18Cr 钢 Couper-Gorman H_2/H_2S 曲线

附录 F 数据来源(资料性附录)

F.0.1 概述。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 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 F.0.1)。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。

F.0.2 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 100000h 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作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。在本附录表 F.0.1 中列出了各种合金钢的具体图号和数据系列号。

F.0.3 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,表达式如式(F.0.3):

当单位为 T_d °C 时:

$$(T_d + 273)(C_{LM} + \lg t_{DL}) \times 10^{-3} \quad (F.0.3)$$

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 100000h,在本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 的右边绘出了拉森—米勒尔参数曲线。这些曲线是由 100000h 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 20000h 到 200000h 的断裂许用应力(最小断裂强度)。20000h、40000h 和 60000h 断裂许用应力以及 100000h 断裂许用应力一并画在本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 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。列于本附录表 F.0.1 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 100000h 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 100000h 断裂强度是用拉森—米勒尔外推法定出的(其他合金钢采用别的方法)。本附录表 F.0.1 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。100000h 断裂强度用其他方法确定时,本标准中的拉森-米勒尔参数曲线不可能给出小于 20000h 或大于 200000h 的可靠数据。

表 F.0.1 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 | DS 11S1 ^[24] | 图 7c | 图 7d | (见本附录第 F.0.6 条第 1 款) | LM ^b | 采用细晶粒回火后之值 |
| C-½Mo 钢 | DS47 ^[25] | 图 7a | 图 7b | (见本附录第 F.0.6 条第 2 款) | LM | |
| 1¼Cr-½Mo 钢 | DS50 ^[26] | 图 6c | 图 6d | (见本附录第 F.0.6 条第 3 款) | IL ^c | 采用非板材值 |
| 2¼Cr-1Mo 钢 | DS6S2 ^[23] | 图 7a | 图 7b | (见本附录第 F.0.6 条第 4 款) | MC ^d | |
| 3Cr-1Mo 钢 | DS 58 ^[27] | 图 7a | 图 7b | 图 17c ^a | IL | |
| 5Cr-½Mo 钢 | DS58 ^[27] | 图 8a | 图 8b | 图 26c ^a | IL | |
| 5Cr-½Mo-Si 钢 | DS58 ^[27] | 图 9a | 图 9b | 图 33c ^a | IL | |
| 7Cr-½Mo 钢 | DS58 ^[27] | 图 11a | 图 11b | 图 47c ^a | IL | |
| 9Cr-1Mo 钢 | DS58 ^[27] | 图 12a | 图 12b | 图 54c ^a | IL | |
| 9Cr-1Mo-V 钢 | MPC ^e | | | | LM | |
| 18Cr-8Ni 钢 | DS5S2 ^[22] | 图 14b | 图 15b | 表 7、表 10 ^a | IL | 采用修正值 图 14a 和图 15a 用于 540℃(1000 ℉) ^a 以上 |
| 16Cr-12Ni-2Mo 钢 | DS5S2 ^[22] | 图 14e | 图 15e | 表 7、表 10 ^a | IL | 采用修正值 |
| 16Cr-12Ni-2Mo (316L) 钢 | DS5S2 ^[22] | 图 14f | 图 15f | 表 7 ^a | IL | 最小值 为平均值的 80% |
| 18Cr-10Ni-Ti 钢 | DS5S2 ^[22] | 图 14g | 图 15g | 表 7、表 10 ^a | IL | 采用修正值 |
| 18Cr-10Ni-Nb 钢 | DS5S2 ^[22] | 图 14h | 图 15h | 表 7、表 10 ^a | IL | 采用修正值 |
| Ni-Fe-Cr (Alloy 800H/800HT) | | | | (见本附录第 F.0.6 条第 5 款) | LM | |
| 25Cr-20Ni (HK40) | | | | (见本附录第 F.0.6 条第 6 款) | LM | |

^a 参见本表中第 2 栏 ASTM 数据系列出版物;

^b LM = 拉森-米勒尔;

^c IL = 分段法(见 ASTM DS 出版物);

^d MC = 曼森折衷法;

^e 数据来自 MPC 公司(Materials Properties Council, Inc)。

F.0.4 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。该直线可用式(F.0.4-1)表示:

$$t_r = m\sigma^{-n} \quad (\text{F.0.4-1})$$

式中 t_r ——断裂时间;

m ——随温度变化的材料参数;

σ ——应力;

n ——断裂指数,是温度的函数,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 为式(F.0.4-2):

$$n = \frac{\lg(t_{r1}/t_{r2})}{\lg(\sigma_2/\sigma_1)} \quad (\text{F.0.4-2})$$

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。

本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 的断裂指数是根据由拉森—米勒尔参数曲线定出的 60000h 与 100000h 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。

F.0.5 对已公布数据的修改和补充。

本标准附录 D 中图 D.0.1~图 D.0.19 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本标准表 F.0.1 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。这些修改和补充在本附录第 F.0.6 条第 2~6 款中加以说明。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本标准 F.0.6 第 5 条和第 6 条中说明。

F.0.6 钢号。

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。在本标准附录 D 图 D.0.1 和图 D.0.2 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。

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。在本标准附录 D 图 D.0.3 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 D.0.3 中用虚线表示。

3 1 $\frac{1}{4}$ 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本标准附录 D 图 D.0.4 中。

4 $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 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 $1\frac{1}{4}\text{Cr-}\frac{1}{2}\text{Mo}$ 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°C 以下,并向下延伸与强度温度回归曲线交于 650°C 。所得 100000h 平均和最小断裂强度曲线如本标准附录 D 图 D.0.5 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。

5 Ni-Fe-Cr (Alloy 800H/800HT)。

本标准附录 D 图 D.0.18 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 1 个在 1040°C 进行外,其余全部在 980°C 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。

6 25Cr-20Ni (HK40)。

本标准附录 D 图 D.0.19 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 1040°C 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。

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。

8 9Cr-1Mo-V 钢。

该材料的最高限制温度为 650°C 是因为缺乏高于此温度的应力数据。见本标准附录 D 图 D.0.11。

附录 G 计算示例(资料性附录)

G.0.1 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

$D_o=168.3\text{mm}$

$p_{el}=6.2\text{MPa(表压)}$

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

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

由本标准附录 D 图 D.0.17：

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

$\sigma_y=140\text{MPa}$

应用本标准式(2.4.3-1)和式(2.4.3-2)：

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

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

此设计计算汇总于表 G.0.1 中。

表 G.0.1 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) | $p_{el}=6.2$ | $p_r=$ |
| 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(MPa),本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | $\sigma_{el}=125$ | $\sigma_r=$ |
| 应力厚度(mm),本标准式(2.4.3-1)或式(2.4.4-1) | $\delta_o=4.0$ | $\delta_o=$ |
| 腐蚀裕量(mm) | $\delta_{CA}=3.2$ | $\delta_{CA}=$ |
| 腐蚀分数,本标准图 2.3.1, $n=$ _____ $B=$ _____ | — | $f_{corr}=$ |
| 最小厚度(mm),本标准式(2.4.3-2)或式(2.4.4-2) | $\delta_{min}=7.2$ | $\delta_{min}=$ |

G.0.2 热应力校核(仅对弹性范围)。

按本标准第 G.0.1 条设计的炉管的热应力 σ_T 应按本标准附录 C 所给公式校核如下：

$\alpha=18.1 \times 10^{-6} \text{ mm}/(\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})$ (线胀系数由本标准附录 J 表 J.0.3 查出)

$E=1.66 \times 10^5 \text{ MPa}$ (弹性模量由本标准附录 J 表 J.0.4 查出)

$\nu=0.3$ (钢材的泊松比通常采用此值)

$q_0=63.1 \text{ k W}/\text{m}^2$ (假定的热强度)

$\lambda_s=20.6 \text{ W}/(\text{m} \cdot ^\circ\text{C})$ (热导率由本标准附录 J 表 J.0.2 查出)

应用本标准附录 C 式(C.0.2-2):

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

本附录第 G.0.1 条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(见本标准第 2.4.7 条)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。

本标准附录 C 式(C.0.2-1)中方括号内项目计算如下:

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

则用本标准附录 C 式(C.0.2-1)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,由本标准附录 C 式(C.0.3-2)和式(C.0.3-4)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:

$\phi 168.3$ Sch. 80S 的管内径如下:

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

则:

$$y = 168.3/146.3 = 1.150$$

本标准附录 C 式(C.0.2-1)中方括号内项目计算如下:

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

则用本标准附录 C 式(C. 0. 2-1)计算最高热应力 σ_{Tmax} 如下:

$$\begin{aligned}\sigma_{Tmax} &= (553.2)(0.146) \\ &= 80.9\text{MPa}\end{aligned}$$

此炉管平均厚度是 11.0mm, 则最小厚度计算如下:

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

由本标准附录 C 式(C. 0. 4-3), 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本标准式(C. 0. 4-6)计算。

代入上述各值, 热应力限制计算如下:

$$\begin{aligned}\sigma_{lim1} &= (2.7 \times 140) - (1.15 \times 51.2) \\ &= 319.1\text{MPa}\end{aligned}$$

热应力棘齿限制值用本标准附录 C 式(C. 0. 5-1)计算。在本例条件下, 限制值如下:

$$\begin{aligned}\sigma_{lim2} &= 4[(1.35 \times 140) - 51.2] \\ &= 551.2\text{MPa}\end{aligned}$$

更厚管子的热应力全在这些限制以下。

G. 0. 3 恒温下的断裂设计。

将本附录第 G. 0. 1 条中的示例加以改动可说明蠕变—断裂范围设计公式的应用。假定第 G. 0. 1 条中所述的管子按如下条件设计:

$$\begin{aligned}T_d &= 705^\circ\text{C} \\ t_{DL} &= 100000\text{h} \\ p_r &= 5.8\text{MPa (表压)}\end{aligned}$$

由本标准附录 D 图 D. 0. 17 查得:

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

由本标准式(2. 4. 4-1)得:

$$\delta_\sigma = \frac{(5.8)(168.3)}{2(37.3) + 5.88} = 12.1\text{mm}$$

由此:

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

由本标准附录 D 图 D. 0. 17:

$$n = 4.4$$

利用 B 和 n, 由本标准图 2. 3. 1 可查得腐蚀分数:

$$f_{corr} = 0.558$$

因此, 由本标准式(2. 4. 4-2):

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

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。用上述数据由本标准式(2.4.3-1)和式(2.4.3-2)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 G.0.3 中。

表 G.0.3 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 A 213 |
| 最小厚度计算 | 弹性设计 | 断裂设计 |
| 外径(mm) | $D_o=168.3$ | $D_o=168.3$ |
| 设计压力(MPa)表压 | $p_{el}=6.2$ | $p_r=5.8$ |
| 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) | $T_d=705$ | $T_d=705$ |
| 设计寿命(h) | — | $t_{DL}=100000$ |
| T_d 下许用应力(MPa),本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | $\sigma_{el}=113$ | $\sigma_r=37.3$ |
| 应力厚度(mm),本标准式(2.4.3-1)或式(2.4.4-1) | $\delta_{\sigma}=4.5$ | $\delta_{\sigma}=12.0$ |
| 腐蚀裕量(mm) | $\delta_{CA}=3.2$ | $\delta_{CA}=3.2$ |
| 腐蚀分数,本标准图 2.3.1, $n=4.4$ $B=0.264$ | — | $f_{corr}=0.558$ |
| 最小厚度(mm),本标准式(2.4.3-2)或式(2.4.4-2) | $\delta_{min}=7.7$ | $\delta_{min}=13.9$ |

G.0.4 在温度线性变化下的断裂设计。

按本附录第 G.0.3 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,利用本标准式(2.4.2),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, $n_0=4.8$ 。由本标准表 2.4.8-1 查得,常数 A 为 1.23×10^6 MPa。所以温度分数参数为:

$$V=4.8\left(\frac{55}{908}\right)\ln\left(\frac{1.23\times10^6}{58.1}\right)=2.9$$
$$N=4.8\left(\frac{0.33}{8.0}\right)=0.2$$

由本标准图 2.4.8, $f_T=0.62$,应用本标准式(2.4.8-1)求得当量温度如下:

$$T_{eq}=635+(0.62\times55)=669\text{ }^{\circ}\text{C}$$

将 15°C 温度裕量加上后,得设计温度为 684°C,该温度圆整到 685°C,用这个温度按本附录第 G.0.3 条中所述方法计算得:

$$\delta_o = 9.9\text{mm}$$

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

$$= 11.7\text{mm}$$

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,由本标准图 2.4.8 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 G.0.4 中。

表 G.0.4 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 | $p_{el} =$ | $p_r = 5.8$ |
| 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) | — | $t_{DL} = 100000$ |
| T_d 下许用应力(MPa),本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | $\sigma_{el} =$ | $\sigma_r = 46.6$ |
| 应力厚度(mm),本标准式(2.4.3-1)或式(2.4.4-1) | $\delta_o =$ | $\delta_o = 9.9$ |
| 腐蚀裕量(mm) | $\delta_{CA} =$ | $\delta_{CA} = 3.2$ |
| 腐蚀分数,本标准图 2.3.1, $n = 4.5$ $B = 0.322$ | — | $f_{corr} = 0.572$ |
| 最小厚度(mm),本标准式(2.4.3-2)或式(2.4.4-2) | $\delta_{\min} =$ | $\delta_{\min} = 11.7$ |
| 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(℃) | $T_{sor} = 635$ | |
| 操作末期时金属温度(℃) | $T_{eor} = 690$ | |
| 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) | $\delta_o = 8.00$ | |
| 相应的最初应力(MPa),本标准式(2.4.2) | $\sigma_o = 58.1$ | |
| 材料常数(MPa),本标准表 2.4.8-1 | $A = 1.23 \times 10^6$ | |
| 在 T_{sor} 下的断裂指数,本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | $n_o = 4.8$ | |
| 温度分数,本标准图 2.4.8, $V = 2.9$, $N = 0.2$ | $f_T = 0.62$ | |
| 当量管子金属温度(℃),本标准式(2.4.8-1), | $T_{eq} = 669$ | |

附录 H 计算表(资料性附录)

本计算表用于炉管最小厚度和当量管子金属温度计算的汇总。

表 H-1 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) | $D_o =$ | $D_o =$ |
| 设计压力(MPa)(表压) | $p_{el} =$ | $p_r =$ |
| 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(℃) | $T_d =$ | $T_d =$ |
| 设计寿命(h) | — | $t_{DL} =$ |
| T_d 下许用应力(MPa),本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | $\sigma_{el} =$ | $\sigma_r =$ |
| 应力厚度(mm),本标准式(2.4.3-1)或式(2.4.4-1) | $\delta_o =$ | $\delta_s =$ |
| 腐蚀裕量(mm) | $\delta_{CA} =$ | $\delta_{CA} =$ |
| 腐蚀分数,本标准图 2.3.1, $n =$ $B =$ | — | $f_{corr} =$ |
| 最小厚度(mm),本标准式(2.4.3-2)或式(2.4.4-2) | $\delta_{min} =$ | $\delta_{min} =$ |
| 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(℃) | | $T_{sor} =$ |
| 操作末期时金属温度(℃) | | $T_{eor} =$ |
| 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) | | $\delta_o =$ |
| 相应的最初应力(MPa),本标准式(2.4.2) | | $\sigma_o =$ |
| 材料常数(MPa),本标准表 2.4.8-1 | | $A =$ |
| 在 T_{sor} 下的断裂指数,本标准附录 D 图 D.0.1~图 D.0.19 | | $n_o =$ |
| 温度分数,本标准图 2.4.8, $V =$, $N =$ | | $f_T =$ |
| 当量管子金属温度(℃),本标准式(2.4.8-1) | | $T_{eq} =$ |

J. 0.5 国产炉管钢号与 ASTM 钢号对照表。

表 J. 0.5 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 | A53 B、A106 B、A210 A-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 |
| 1Cr7Mo | 7Cr-½Mo | 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 K 腐蚀分数和温度分数的推导(规范性附录)

K.0.1 概述。

1958 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(见本标准第 K.0.2 条)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。

本标准第 2.4.4 条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。

假定一根管子用本标准式(2.4.4-1)计算的初始厚度为 δ_o ,这是 在无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} ,则最小厚度的计算按式(K.0.1-1):

$$\delta_{\min} = \delta_o + \delta_{CA} \quad (\text{K.0.1-1})$$

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式(K.0.1-2)确定:

$$\delta_{\min} = \delta_o + f_{\text{corr}} \delta_{CA} \quad (\text{K.0.1-2})$$

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,管子厚度为[式(K.0.1-3)]:

$$\delta_{\min} - \delta_{CA} = \delta_o - (1 - f_{\text{corr}}) \delta_{CA} \quad (\text{K.0.1-3})$$

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} 值选择得较合适,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。本标准图 2.3.1 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本标准图 2.3.1 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 2.3.1 就可用于任一设计寿命。

K.0.2 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

命见式(K. 0. 2-1):

$$t_r = t_r(\sigma, T) \quad (\text{K. 0. 2-1})$$

分数 $\Delta t/t$ 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见式(K. 0. 2-2):

$$\left(\frac{\Delta t}{t}\right)_{i=1,2,3,\dots,j} \quad (\text{K. 0. 2-2})$$

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, 见式(K. 0. 2-3):

$$F(j) = \sum_{i=1}^j \left(\frac{\Delta t}{t_r}\right)_i \quad (\text{K. 0. 2-3})$$

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])。

K. 0. 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, 如式(K. 0. 3-1):

$$F(t_{op}) = \int_0^{t_{op}} \frac{dt}{t_r} \quad (\text{K. 0. 3-1})$$

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(见本标准附录 F 第 F. 0. 4 条)可将断裂寿命和应力的相关关系表示如式(K. 0. 3-2):

$$t_r = m\sigma^{-n} \quad (\text{K. 0. 3-2})$$

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 的关系表示如式(K. 0. 3-3):

$$t_{DL} = m\sigma_r^{-n} \quad (\text{K. 0. 3-3})$$

则 m 为[式(K. 0. 3-4)]:

$$m = t_{DL} \sigma_r^n \quad (\text{K. 0. 3-4})$$

因此, t_r 为[(K. 0. 3-5)]:

$$t_r = t_{DL} \left(\frac{\sigma_r}{\sigma}\right)^n \quad (\text{K. 0. 3-5})$$

将式(K. 0. 3-5)代入式(K. 0. 3-1), 寿命分数可表示为如式(K. 0. 3-6):

$$F(t_{op}) = \int_0^{t_{op}} \left[\frac{\sigma(t)}{\sigma_r} \right]^n \frac{dy}{t_{DL}} \quad (\text{K. 0. 3-6})$$

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(在本附录第 K. 0. 5 条中未作该假定)。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,就可按式(K. 0. 3-7)计算应力:

$$\sigma(t) = \frac{p_r}{2} \left(\frac{D_o}{\delta(t)} - 1 \right) \quad (\text{K. 0. 3-7})$$

式中 p_r ——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。厚度由式(K. 0. 3-8)计算:

$$\delta(t) = \delta_0 - \phi_{corr} t \quad (\text{K. 0. 3-8})$$

式中 δ_0 ——初始厚度;

ϕ_{corr} ——腐蚀速率。

将式(K. 0. 3-7)和式(K. 0. 3-8)代入式(K. 0. 3-6),再进行积分,就能简化计算 $F(t_{op})$ 。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_s ,则得到式(K. 0. 3-9):

$$\delta_s = \frac{p_r D_o}{2\sigma_r + p_r} \quad (\text{K. 0. 3-9})$$

初步近似, $\sigma(t)$ 表示为式(K. 0. 3-10):

$$\sigma(t) \cong \sigma_r \left[\frac{\delta_s}{\delta(t)} \right] \quad (\text{K. 0. 3-10})$$

将式(K. 0. 3-7)、式(K. 0. 3-8)和式(K. 0. 3-10)代入式(K. 0. 3-6),并积分后得式(K. 0. 3-11):

$$F(t_{op}) = \frac{\delta_s^n}{(n-1)\phi_{corr} t_{DL}} \left[\left(\frac{1}{\delta_0 - \phi_{corr} t_{op}} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{\delta_0} \right)^{n-1} \right] \quad (\text{K. 0. 3-11})$$

在 $t=t_{DL}$ 时, $F(t_{DL})$ 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 $t=t_{DL}$ 代入式(K. 0. 3-11)则得出式(K. 0. 3-12):

$$1 = \frac{\delta_s^n}{(n-1)\phi_{corr} t_{DL}} \left[\left(\frac{1}{\delta_0 - \phi_{corr} t_{DL}} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{\delta_0} \right)^{n-1} \right] \quad (\text{K. 0. 3-12})$$

现令 $\delta_0 = \delta_s + f_{corr} \delta_{CA}$ 和 $B = \delta_{CA} / \delta_s$, 式中 $\delta_{CA} = \phi_{corr} t_{DL}$, 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,式(K. 0. 3-12)则成为对 f_{corr} 的式(K. 0. 3-13):

$$1 = \frac{\delta_s^n}{(n-1)B} \left[\left(\frac{1}{1 + f_{corr} B - B} \right)^{n-1} - \left(\frac{1}{1 + f_{corr} B} \right)^{n-1} \right] \quad (\text{K. 0. 3-13})$$

给定 B 和 n , 由式(K. 0. 3-13)就可以求解腐蚀分数 f_{corr} 。求解结果示于本标准图 2. 3. 1。

K. 0. 4 腐蚀分数的限制。

除本附录第 K. 0. 2 条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(在本附录第 K. 0. 5 条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本附录式(K. 0. 3-5)中断裂寿命与应力之间的关系。对于本标准附录 D 图 D. 0. 1~图 D. 0. 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,使用本附录式(K. 0. 3-5)相当于将曲线近似为直线。为了减少引起的误差,本标准附录 D 图 D. 0. 1~图 D. 0. 19 中所示断裂指数数值是由最小 60000h 和 100000h 的断裂强度(见本标准附录 F 第 F. 0. 4 条)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,采用式(K. 0. 3-10)的数学近似法。然而,在使用时,近似值越精确,得出的腐蚀分数的匿解式就越难于使用。另外,得出的腐蚀分数与本标准图 2. 3. 1 给出的数值差别小于 0. 5%。这样小的误差和采用本标准图 2. 3. 1 的简化方法证实了式(K. 0. 3-10)近似值的准确性。

K. 0. 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。在本附录第 K. 0. 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。本附录式(K. 0. 2-3)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。

本附录式(K. 0. 3-5)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[见式(K. 0. 5-1)]:

$$\sigma = a \times 10^{-b\Gamma} \quad (\text{K. 0. 5-1})$$

式中 a, b ——曲线拟合常数;

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

T^* ——绝对温度(K);

C_{LM} ——拉森—米勒尔常数;

t_r ——断裂时间(h)。

解式(K. 0. 5-1)中 t_r [按式(K. 0. 5-2)]:

$$t_r = \frac{1}{10^{C_{LM}}} \left(\frac{a}{\sigma} \right)^{1000 / (bT^*)} \quad (\text{K. 0. 5-2})$$

将式(K. 0. 5-2)代入本附录式(K. 0. 3-1)中,则寿命分数变成式(K. 0. 5-3):

$$F(t_{op}) = \int_0^{t_{op}} 10^{C_{LM}} \left(\frac{\sigma}{a} \right)^{1000 / (bT^*)} dt \quad (\text{K. 0. 5-3})$$

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,可用公式(K. 0. 5-4)表示:

$$\delta(t) = \delta_0 - \left(\frac{\Delta\delta}{t_{op}}\right)t = \delta_0 \left[1 - \left(\frac{\Delta\delta}{\delta_0}\right)\left(\frac{t}{t_{op}}\right)\right] \quad (\text{K. 0. 5-4})$$

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 [按式(K. 0. 5-5)]和 ρ [按式(K. 0. 5-6)]:

$$B = \frac{\Delta\delta}{\delta_0} \quad (\text{K. 0. 5-5})$$

$$\rho = \frac{t}{t_{op}} \quad (\text{K. 0. 5-6})$$

因此, $\delta(t)$ 为[按式(K. 0. 5-7)]:

$$\delta(t) = \delta_0 (1 - B\rho) \quad (\text{K. 0. 5-7})$$

采用本附录式(K. 0. 3-7)、式(K. 0. 5-7)和本附录式(K. 0. 3-10)给出的近似值,应力可用式(K. 0. 5-8)表示:

$$\sigma(t) \cong \sigma_0 \left[\frac{\delta_0}{\delta(t)} \right] = \frac{\sigma_0}{1 - B\rho} \quad (\text{K. 0. 5-8})$$

式中 σ_0 为[按式(K. 0. 5-9)]:

$$\sigma_0 = \frac{p_r}{2} \left(\frac{D_0}{\delta_0} - 1 \right) \quad (\text{K. 0. 5-9})$$

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,如式(K. 0. 5-10):

$$T^*(t) = T_0^* + \left(\frac{\Delta T}{t_{op}}\right)t = T_0^* \left[1 + \left(\frac{\Delta T}{T_0^*}\right)\left(\frac{t}{t_{op}}\right)\right] \quad (\text{K. 0. 5-10})$$

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 γ [按式(K. 0. 5-11)]:

$$\gamma = \frac{\Delta T}{T_0^*} \quad (\text{K. 0. 5-11})$$

采用式(K. 0. 5-6)和式(K. 0. 5-11),温度则变成如式(K. 0. 5-12):

$$T(t) = T_0^* (1 + \gamma\rho) \quad (\text{K. 0. 5-12})$$

采用式(K. 0. 5-8)和式(K. 0. 5-12),式(K. 0. 5-3)则成为式(K. 0. 5-13):

$$F(t_{op}) = \int_0^1 10^{C_{\omega}} \left[\left(\frac{\sigma_0}{a}\right) \left(\frac{1}{1 - B\rho}\right) \right]^{n_0/(1+\gamma\rho)} t_{op} d\rho \quad (\text{K. 0. 5-13})$$

式中 $n_0 = \frac{1000}{bT_0^*}$

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。当量温度可表示为式(K. 0. 5-14):

$$T_{eq}^* = T_0^* (1 + \gamma\bar{\omega}), 0 < \bar{\omega} < 1 \quad (\text{K. 0. 5-14})$$

由式(K. 0. 5-13),得出的寿命分数式(K. 0. 5-15):

$$F(t_{op}) = \int_0^1 10^{C_{LW}} \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0 / (1 + \gamma \bar{\omega})} t_{op} d\rho \quad (K. 0. 5-15)$$

使式(K. 0. 5-13)和式(K. 0. 5-15)相等,并除以公用项,得出参数 $\bar{\omega}$ 的积分式,见式(K. 0. 5-16):

$$\int_0^1 \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0 / (1 + \gamma \bar{\omega})} d\rho = \int_0^1 \left[\left(\frac{\sigma_0}{a} \right) \left(\frac{1}{1 - B\rho} \right) \right]^{n_0 / (1 + \gamma \bar{\omega})} d\rho \quad (K. 0. 5-16)$$

给定 σ_0 、 a 、 n_0 、 B 和 γ ,式(K. 0. 5-16)可解得 $\bar{\omega}$ 值。采用 $\bar{\omega}$ 和式(K. 0. 5-11)及式(K. 0. 5-14),当量温度即可按式(K. 0. 5-17)计算:

$$T_{eq}^* = T_0^* \left(1 + \frac{\Delta T}{T_0^*} \bar{\omega} \right) = T_0^* + \bar{\omega} \Delta T \quad (K. 0. 5-17)$$

参数 $\bar{\omega}$ 为本标准第 2. 4. 8 条中的温度分数 f_T 。

如果将给出的各个数值组成用式(K. 0. 5-18) 和式(K. 0. 5-19)表示的两个参数,则式(K. 0. 5-16)可用图解法近似求解:

$$V = n_0 \gamma \ln \left(\frac{a}{\sigma_0} \right) = n_0 \left(\frac{\Delta T}{T_0^*} \right) \ln \left(\frac{a}{\sigma_0} \right) \dots\dots\dots (K. 0. 5-18)$$

$$N = n_0 B = n_0 \left(\frac{\Delta \sigma}{\sigma_0} \right) \dots\dots\dots (K. 0. 5-19)$$

采用这两个参数,求解式(K. 0. 5-16),如本标准图 2. 4. 8。

本标准表 2. 4. 8-1 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 。对其他所有材料,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。

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 161^①, 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 200^②, 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 271^③, 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

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。

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 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

本规定用词说明

1 为标准和区别本规定条文中用词用语的程度,对于要求严格管理程度不同的用词说明如下:

1) 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”。

2) 表示严格,在正常情况下均应这样做的用词:

正面词采用“应”;反面词采用“不应”或“不得”。

3) 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的用词,采用“可”。

2 本规定中指明应按其他有关标准、规范执行的写法为“应符合……的规定”或“应按……执行”。非必须按所指定的标准和规范执行的,写法为“可参照……”。

中华人民共和国化工行业标准

化学工业炉受压元件强度计算规定

HG/T 20589—2011

条 文 说 明

目 次

1 总 则 (87)

2 炉 管 (87)

 2.3 设计基础 (87)

 2.4 设计 (87)

3 联箱(集合管) (87)

 3.2 炉膛外联箱及进出口总管 (87)

4 异型管件 (88)

 4.1 铸钢弯头 (88)

附录 D 应力曲线(规范性附录) (88)

附录 E 腐蚀曲线(资料性附录) (88)

附录 J 常用系数及钢号对照(资料性附录) (89)

1 总 则

1.0.2 压力与温度影响到炉管的材料选择、管壁厚度、使用寿命,与计算方法没有关系,本标准没有限制所适用的设计压力与设计温度。

1.0.3 有耐火内衬的新建化学工业炉的受内压圆筒、封头和元件的强度计算属于压力容器范畴内的内容,故本标准未包括该部分内容。

2 炉 管

本章内容摘录于《炼油厂加热炉炉管壁厚计算》SH/T 3037—2002,SH/T 3037—2002 修改采用 ISO 13704:2001。本章部分内容按 ISO 13704:2007 进行了修改。

2.3 设计基础

2.3.2 炉管壁厚计算只考虑了内压,常规安装的炉管可不考虑由重力载荷引起的应力限制,对特殊情况,可按《水管锅炉受压元件强度计算》GB/T 9222—2008 中第 8、9 章中有关规定进行校核。

该条中第 3 款,ISO 13704:2001 版与 ISO 13704:2007 版不同,前者要求“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”,后者指明“不适用于有纵向焊缝的管子”,因化学工业炉所用炉管是不允许有纵向焊缝的,所以本标准采用 ISO 13704:2007 的规定。

2.4 设 计

设计压力、腐蚀裕量的确定与《化学工业炉受压元件强度计算规定》HG/T 20589—1996 相差较大。弹性设计压力、断裂设计压力的定义见本标准第 2.2.8 条及第 2.2.14 条。

3 联箱(集合管)

3.2 炉膛外联箱及进出口总管

炉膛外联箱的强度计算,上版采用的是《钢制压力容器》GB 150,因为化学工业炉的联箱的使用

条件及结构形式与水管锅炉的圆筒形比较接近,故本版要求采用《水管锅炉受压元件强度计算》GE/T 9222—2008 第 7 章“圆筒形集箱筒体”规定的方法进行计算。但应考虑管内介质的腐蚀情况。

4 异型管件

4.1 铸钢弯头

化学工业炉常用铸钢材料没有统一的各种温度下的强度值,在使用时多以制造商提供的强度值进行计算,故本标准没有列出铸钢的许用应力值。

附录 D 应力曲线(规范性附录)

只列出了有标准号、成熟材料的应力曲线,其数据来源见本标准附录 E。对于铸造高合金炉管及管件,没有统一的名称、牌号及强度值,使用时多以材料的公称成分或制造商的牌号来命名,强度计算时的应力值也是取自各知名制造商的样本。考虑到标准的特性和知识产权问题,本标准没有列出铸造高合金炉管及管件的应力曲线。

附录 E 腐蚀曲线(资料性附录)

腐蚀速率不仅与炉管介质内腐蚀性介质的含量有关,还与管内介质的操作条件、流动情况等多种因素有关。设计人员应根据工程经验和介质的实际流动情况来选择腐蚀速率。该附录中所列腐蚀曲线供设计人员参考采用。其中曲线 E. 0.1 来源于 API RP 941—2008《Guidelines for Avoiding Sulfidation (Sulfidic) Corrosion Failures in Oil Refineries》,其他曲线来源于 API RP939-C—2009《Steel for Hydrogen Service at Elevated Temperatures and Pressures in Petroleum Refineries and Petrochemical Plants》

附录 J 常用系数及钢号对照(资料性附录)

J.0.1 最小腐蚀裕量数据来源于 ISO 13705 : 2006《Petroleum, petrochemical and natural gas industries-Fired heaters for general refinery service》第 7.1.2 节。

J.0.2 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。

J.0.3 炉管材料的平均线胀系数数据摘自 ASME B31.3—2006《工艺管道》表 C-3。

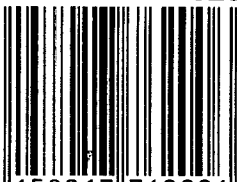
J.0.4 炉管材料的弹性模量数据摘自 ASME B31.3—2006《工艺管道》表 C-6。

郑重声明

本书已授权“全国律师知识产权保护协作网”对专有出版权在全国范围予以保护，盗版必究。

举报盗版电话：010-63906404

S/N:1580177-620



9 158017 762006 >



统一书号:1580177-620

定价:65.00 元