

译 文 集

电站锅炉行业技术情报组
上海锅炉厂研究所

高压锅炉汽包 试验研究

3004218

目 录

高屈服极限钢材在锅炉制造中的意义.....	1
蒸汽和原子能动力装置领域具有良好焊接性能的受压容器热强钢的发展状况.....	16
高压锅炉汽包的研究.....	33
对一台锅炉汽包在水压试验时破裂的研究.....	46
Cockenzie电站高压锅炉汽包脆性破坏事故调查报告.....	62
锅炉汽包爆破试验的经验.....	88
16ГНМ钢锅炉汽包的爆破试验.....	101
19Mn5钢锅炉汽包的破坏.....	105
对一台Th31R无缝锅炉汽包的强度研究.....	113
锅炉汽包启动和停炉过程的应力状态.....	126
锅炉汽包水压试验时的应力.....	144
锅炉汽包的热应力.....	150
HY—80船用锅炉汽包的应力试验.....	178

高屈服极限钢材在锅炉制造中的意义

锅炉设备自向高压和超高压发展以来, 伴随而来的是高强度钢材的发展和运用, 同时焊接工艺也有了相应的改进, 使得焊缝的强度系数达到了1。本文就焊接的锅炉汽包应用高强度钢材的例子, 来阐明汽包材料的发展过程。

1940年以前, 锅炉汽包材料一般用非合金钢和钼钢, 后来逐渐趋向于用铜、镍、钒和钼等合金元素的钢材。

图1介绍了1940年和1963年常用的钢材在各种不同温度下的屈服极限(和持久强度极限)数据。在这段时间内, 室温下的最大屈服极限约提高50%(由28提高到43公斤力/毫米²), 而在汽包运行温度下(350℃)最大屈服极限提高了一倍左右(由19提高到37公斤力/毫米²)。同时室温下的屈服比也由<0.64提高到<0.72, 实际数据可以达到0.85。

图1右面介绍H IV和BHW38这两种钢材现在的许用应力, 图中实线系按蒸汽锅炉法规, 虚线系按国际标准化组织(ISO)标准。H IV这种钢材的强度数据和1940年时钢材的最高值大致相当。

按照ISO标准规定, 温度在250℃以下时H IV钢的许用应力 $\sigma_{许用} \leq \sigma_{屈服} - 250^{\circ}\text{C}/1.6$; 在温度370℃以下时BHW38钢材的许用应力 $\sigma_{许用} \leq \sigma_{B-20^{\circ}\text{C}}/2.7$ 。高于这些温度时, 蒸汽锅炉法规和ISO标准间的许用应力相差不大, 只有6.5%, 但在室温时却相差很大, 达到30%。

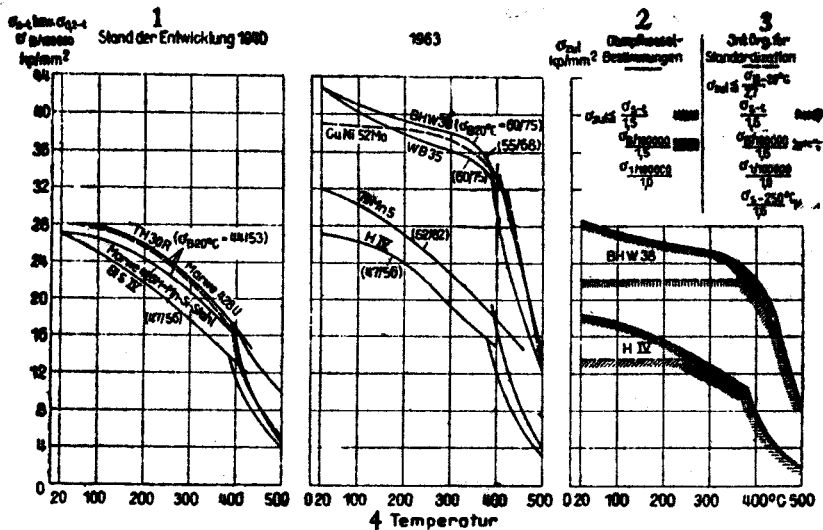


图1 焊接汽包用钢

1—发展水平; 2—蒸汽锅炉法规; 3—国际标准化组织; 4—温度

汽包材料许用应力的这种变化是值得注意的。

为了提供一个概况，图2给出了H N和B H W 38钢材按当年颁布的标准所计算的许用应力。由本图可看出1963年的这两种钢材的许用应力比1929年大幅度地提高了。在这段时间内，材料性能更趋完善，安全系数选得更低，这些便是许用应力产生变化的原因。

1929年：许用应力根据室温抗拉强度和4.25安全系数计算，这样H N钢许用应力只有11公斤力/毫米²，B H W 38钢只有14公斤力/毫米²（当时还没有此种材料）。

1939年：特征是不用室温抗拉强度，改用300或350℃高温屈服极限，安全系数降到1.61。H N钢 $\sigma_{屈-300\sim 350^{\circ}C}/1.61 = 10.9$ 或 10.6 公斤力/毫米²，其许用应力并没增高。热屈服极限较高的B H W 38钢的许用应力则达到23公斤力/毫米²，差不多比1929年提高了65%。

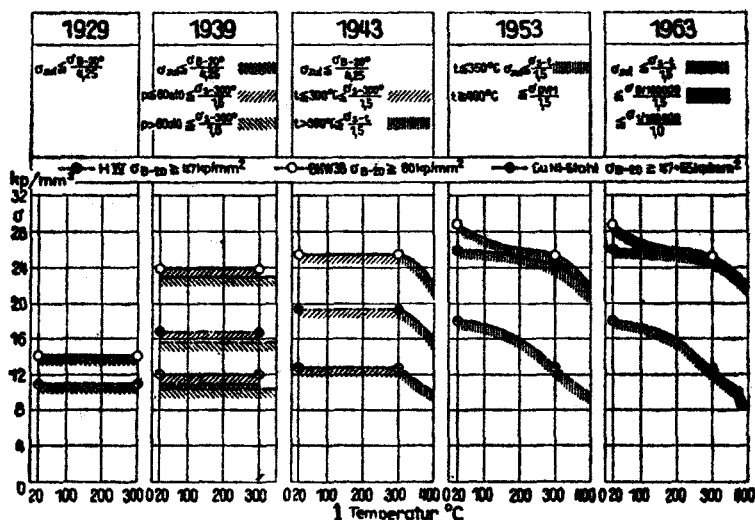


图2 锅炉钢材的许用应力

1—温度

1943年：安全系数由1.61再降低到1.5，意味着又将材料的许用应力提高了6.5%，在温度 $>300^{\circ}C$ 时，以运行温度下的屈服极限为依据。

1953年：为了能在任何温度情况下充分发挥材料的性能，将原 $\sigma_{屈-300^{\circ}C}$ 改为工作温度下的屈服极限 $\sigma_{屈-t^{\circ}C}$ 计算，从而使 $300^{\circ}C$ 以下的许用应力提高了 $\sigma_{屈-t^{\circ}C}/\sigma_{屈-300^{\circ}C}$ 倍。在室温下许用应力的提高幅度最大，H N钢约提高40%，B H W 38钢约提高15%。

自1929年以来，运行温度约为 $300^{\circ}C$ 的汽包材料的许用应力有了较明显的提高，其中H N钢提高15%，而B H W 38钢则提高了80%。许用应力提高的原因是将原来用抗拉强度计算的地方改用热屈服极限。图2表明，1939~1963年这段时期内，材料屈服极限存在着提高的趋势，除这两种钢材外，铜镍钢的情况也如此。

下面举带孔焊件的例子说明高屈服极限数据对构件的应力的影响。

带孔焊件的应力

图3左示出了一根应力集中系数 $\alpha_k = 2.5$ 的带孔焊件危险截面内最大应力和应变的分

布情况。应力集中系数： $\alpha_k = \sigma_{\text{最大}} / \sigma_{\text{名义}}$ ，表示开孔边缘最大应力（ $\sigma_{\text{最大}}$ ）究竟高出名义应力（ $\sigma_{\text{名义}}$ ）多少。用 $\sigma_{\text{名义}} = 20$ 公斤力/毫米²的名义应力在未开孔截面上加载。

$\sigma_{\text{弹}}$ 和 $\epsilon_{\text{总}}$ 曲线是假设材料处在纯弹性变形时的应力和应变状态。如材料的屈服极限选用30公斤力/毫米²，则实际应力和应变分布相当于图中的 $\sigma_{\text{实际}}$ 和 $\epsilon_{\text{总}}$ 两根线。卸载后材料的内应力 $\sigma_{\text{内}} = \sigma_{\text{实际}} - \sigma_{\text{弹}}$ ，残留应变 $\epsilon_{\text{残留}} = \epsilon_{\text{总}} - \epsilon_{\text{弹}}$ 。最大应变和最大应力产生在开孔边缘。

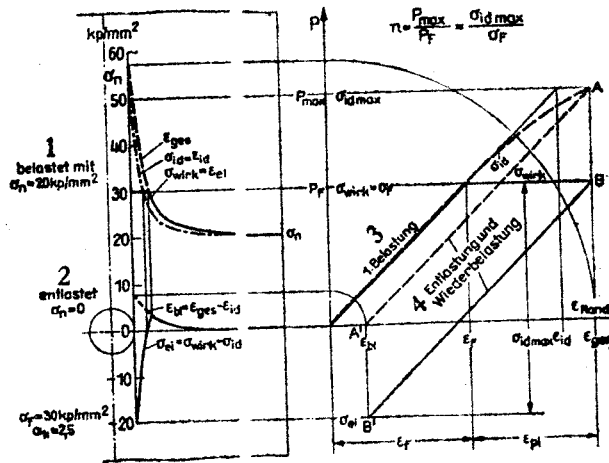


图3 带孔焊件危险截面的应力和应变分布(左)
开孔边缘负荷特性和应力与应变的关系(右)
1—用 $\sigma_{\text{名义}} = 20$ 公斤力/毫米²加载;
2—卸载 $\sigma_{\text{名义}} = 0$;
3—第1次加载;
4—卸载和重复加载

图3右边表示载荷 P （以及按同一比例绘出的假想弹性应力 $\sigma_{\text{弹}}$ ，用虚线表示）和开孔边缘的实际应力实际（实线）与初次加载以及卸载后重复加载时的开孔边缘应变 ϵ_R 的关系。第一次加载时，屈服点 $P_{\text{屈}}$ 前的载荷—应变曲线和应力—应变曲线吻合，在此点以前的应变则是纯粹的弹性变形。当载荷由 $P_{\text{屈}}$ 提高到 $P_{\text{最大}}$ 时，载荷—应变曲线继续上升（到A点），只要材料没有产生硬化现象，开孔边缘的应变为塑性变形。在载荷提高到 $P_{\text{屈}}$ 以上时，开孔边缘的实际应力不会超过屈服极限，它保持着常数（图中B点）。在卸载和重复加载时（图中A A'和B B'），只产生弹性变形，其应力等于屈服极限和内应力的应力差（ $\sigma_{\text{屈}} - \sigma_{\text{内}} = \sigma_{\text{弹}}$ ）。如果内应力超过屈服极限，譬如载荷 $> 2 P_{\text{屈}}$ ，便会产生塑性重复变形。

对应力不均匀分布的构件进行计算时，最高应力部分，在受静负荷的情况下，允许有一定的塑性变形 $\epsilon_{\text{塑}}$ 。图3中 $P_{\text{屈}}$ 是开孔边缘开始屈服时的载荷，而 $P_{\text{最大}}$ 则是在经历了一定的塑性变形 $\epsilon_{\text{塑}}$ 后达到的极限载荷。屈服现象由于相邻区域只受弹性应力而受到限制，

这些邻区因而承担了额外的载荷(图3左)。这种安定效应可由安定系数 $n = P_{\text{最大}}/P_{\text{屈}} = \sigma_{\text{弹}}/\sigma_{\text{屈}}$ 表示。安定系数表示在最高应力位置的理论应力允许比屈服极限超过多少倍(即 $\sigma_{\text{最大-理论}} = \sigma_{\text{最大-弹}} = n \cdot \sigma_{\text{屈}}$)。

管孔和管接头出口的安定系数一般是在 $\epsilon_{\text{残}}$ 或 $\epsilon_{\text{塑}} = 0.2\%$ 的条件下求出而被运用于通常的计算方法。按习惯不考虑屈服极限的大小。

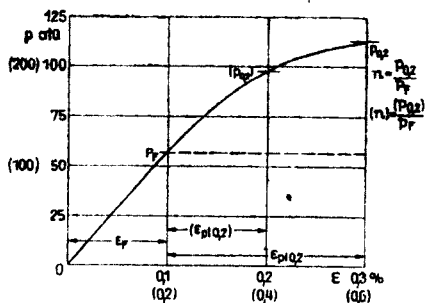


图4 一个材料屈服极限为20(或40)公斤力/毫米²构件的应力—应变曲线

如材料屈服极限不同,但却有相同的应力—应变特征,在这类构件上得到相同的应力—应变曲线是因其安定系数不等的缘故。因此不能将从低屈服极限材料构件上确定的安定系数直接套用到结构相同,但其材料具有高屈服极限的构件上去。

例如,根据图4曲线可看出,若将屈服极限由20提高到40公斤力/毫米²,相当于将屈服点的应变由0.1%增加到0.2%,安定系数(对0.2%塑性变形)由 $P_{0.2}/P_{\text{屈}}$ 降到 $P_{0.2}/P_{\text{屈}}$,即由2降低到1.72。欲维持原有数据,便必须用0.4%的塑性变形来代替0.2%。

在计算各种材料的构件时,若一律用相同的安定系数以及减弱系数,则当材料屈服极限提高时,塑性变形也跟着增加,而当应力集中系数 α_k 大时则增加更多。

那末锅炉汽包开孔边缘的应力集中系数究竟有多大?

锅炉汽包开孔边缘的应力集中系数

近年来,西德材料试验协会对16台汽包的高应力部位(开孔边缘)和未开孔的汽包壁进行了大量的应变测量工作,有关研究成果发表于VGB H90(1964)224~236页上。这些测量结果表明,开孔边缘的应力,根据理论计算为名义应力的2.5倍,但若因汽包失园度造成弯曲应力往往有可能增大到名义应力的4倍,老式无缝汽包的弯曲应力较小,焊接汽包的弯曲应力则可能达到100%薄膜应力的水平。

未开孔壁和开孔边缘弯曲时的应力集中系数可以通过对汽包外形尺寸和失园度的测量计算出来。对此,本文著作的同事在VGB上曾著专文阐述。应力集中系数是一个与汽包直径 d ,壁厚 S ,失园度 u 和内压 P 有关的函数。

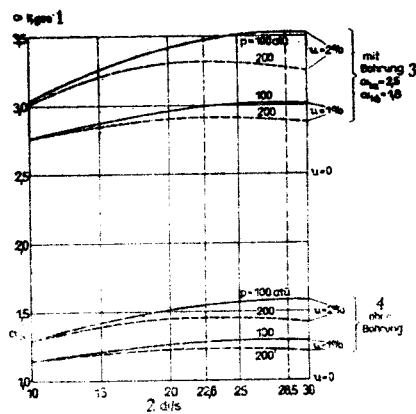


图5 失园汽包的未开孔壁和未经补强的开孔边缘的应力集中系数 1—总; 2— d 内/壁厚; 3—开孔; 4—未开孔

图5是未经削弱的汽包壁(“未开孔”)和未经补强的开孔边缘(“开孔”)的应力集中系数 α_k 与 $d_{内}/S$ 的关系曲线,图中 $u = \pm 1$ 或 $\pm 2\%$, $P = 100$ 或 200 大气压。如图所示, α_k 值随 $d_{内}/S$ 增加而增加,压力越高, α_k 的最大值便出现越早。汽包失园度对应力集中系数的影响也相当明显。例如 $d_{内}/S = 25$, $P = 100$ 大气压,失园度 $u = 0, 1$ 或 2% ,按本曲线求出的应力集中系数,对未开孔的汽包壁为1, 1.3和1.6;对开孔边缘则为2.5, 3和3.5。故标准规定,焊好管接头后的汽包失园度不应超过 $\pm 1\%$ 。

在这里有必要进一步指出,汽包几何形状园形截面的局部误差(如三角形,四角形,五角形,单边或双边呈尖角形等——译者注),对汽包的应力集中系数也有同样的影响,甚至比椭圆形失园度的影响更大些。故尽管失园度误差没有超过 $\pm 1\%$,只要测量发现汽包园形截面有其它局部的几何形状误差,在计算时均应将应力集中系数选为3~3.5。在进行强度计算时,由于有安定作用,应力集中系数不会达到如此高的数值,但还是比目前习用的计算值要高。

例如测量一个未经补强的单孔,得出的减弱系数 $V = 0.55 \sim 0.65$,而在AD(美国武装部队情报局文献)报告的计算标准B,中却规定为0.9。间距大的排孔也这样进行选择,因为 $(t-d)/t$ 值与单孔的减弱系数是对应的。如开孔边缘有效的局部塑性变形(无附加安全系数)具有50%的安定效应,并在确保材料不产生屈服现象的情况下,取安全系数 $S = 1.5$,即 $\sigma_{最大-内径}/\sigma_{屈服}$ 或 $\sigma_{最大-理论}/\sigma_{屈服} = 1.5$,则在应力集中系数 $\alpha_k = 3$ 或 3.5 时,单孔的减弱系数 $V = 0.75$ 或 0.64 。而根据AD计算标准中关于单孔的规定和按 $V = (t-d)/d$ 这个公式,对一般孔径和汽包直径而言,减弱系数为 $0.79 \sim > 0.9$ 。

图6为用图示法表示出的上述关系。为使材料保持在弹性变形区域,就应将减弱系数降低到0.5或0.43。允许材料在承受静负荷时有微量的塑性变形。对于这个问题,有不少文献作了详细的阐述,E. Siebel曾在其论文中说明如何使材料具有足够的变形能力这个问题。

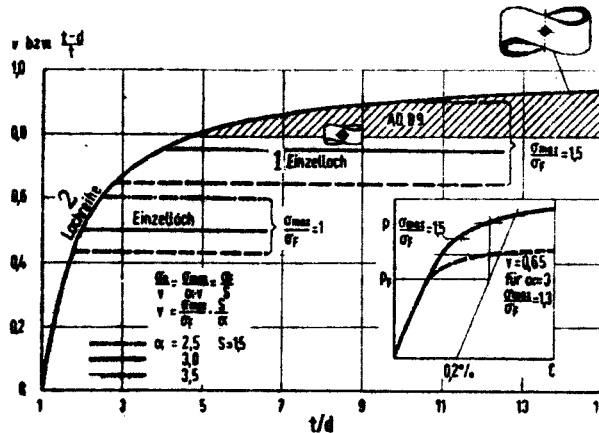


图6 根据计算和试验数据得出未经补强的单孔的减弱系数

1—单孔; 2—排孔

变形性能

材料的变形性能主要与应力状态, 负荷性质(动或静负荷)和工作条件(温度和运行

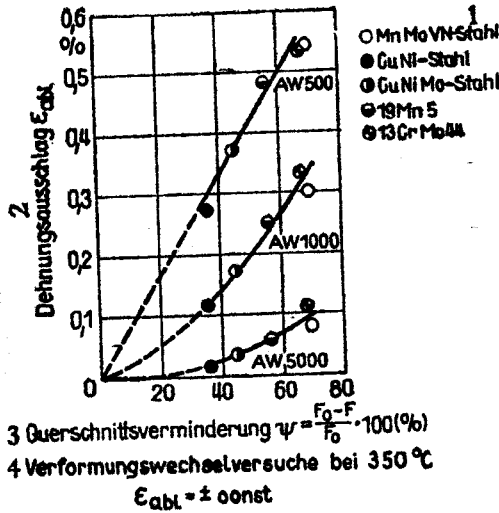


图7 室温断面收缩率与塑性变形应变幅度的关系

- 1—钢；
- 2—应变强度；
- 3—断面收缩率；
- 4—交变变形试验

方式等)有关系。受三向拉应力的构件,材料的塑性变形受到强烈的阻碍,往往在开始屈服前,其最大法向应力便达到了断裂强度。

受单方拉应力时,材料的变形性能用延伸率和断面收缩率表示。受多向拉应力和在较大变形速度下,材料的变形性能用冲击韧性表示。作者近年来作了大量的材料疲劳试验,对材料的交变变形性能进行探讨。

下列图中表示变形性能与各特性值间的关系。在冲击韧性一项中低冲击值部分没有示出。

图7表示各种材料的塑性交变变形的应变幅度值与拉力试验求出的断面收缩率的关系,材料经过500,1000和5000次交变负荷作用而断裂。如图所示:对某一交变负荷次数而言,断面收缩率越大,则应变幅度值也越高。

图8表示轧制的、经过正火或调质处理的各种钢材的冲击韧性与断面收缩率的关系。试验数据散布面比较广,也不纯粹是钢材品种多的缘故,但从图中依然可以清楚地看出,冲击韧性与断面收缩率成正比。

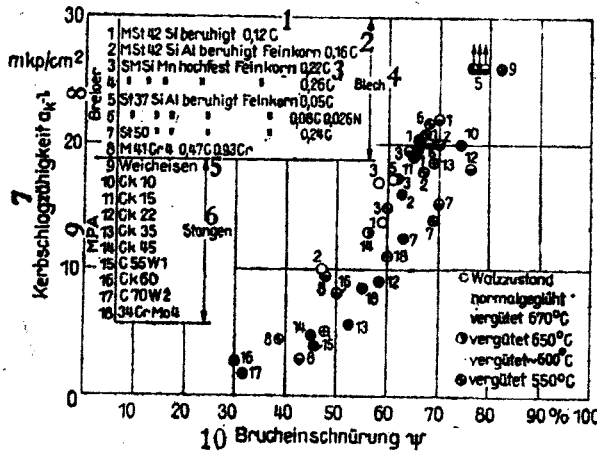


图8 冲击韧性与断面收缩率的关系

- 1—镇静；2—镇静细晶粒；3—高强细晶粒；4—钢板；5—软铁；
- 6—圆钢；7—冲击韧性；8—贝尔洛埃；9—材料试验协会；10—断面收缩率；○—轧制状态,正火状态,调质

图9示出了一些锅炉钢板的冲击韧性和断面收缩率以及它们在图8的分布区内的相对位置。从图中可以看出铜镍钢和19Mn5钢的数据在该分布区域的下部。对此下文还将作详细的阐述。按锅炉材料在最低冲击韧性值4公斤力·米/厘米²时的要求而言，断面收缩率要求不低于40%。

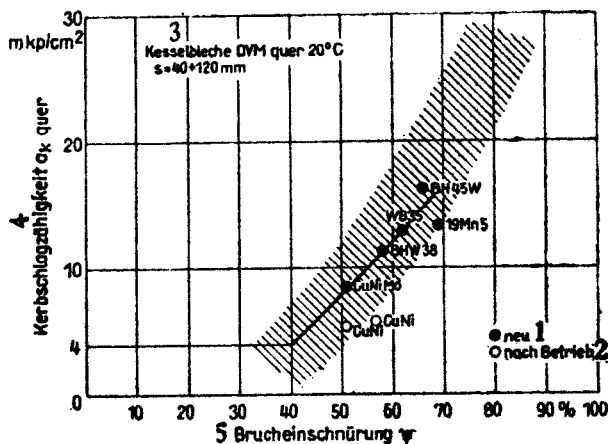


图9 锅炉钢板的断面收缩率和冲击韧性

1—新材料；2—运行后的材料；3—DVM锅炉钢板，横向试样，20℃，S=40~120毫米；4—冲击韧性 α_k —横向；5—断面收缩率

断面收缩率和冲击韧性是鉴定材料变形性能的一种依据，这种变形是受多向应力作用的构件破裂的先兆。材料的变形性能越大，达到或刚超过屈服极限时，承受最大应力部位因超过断裂强度而开裂的可能性便越小。当锅炉钢材的变形性能具有大于40%的断面收缩率时，即 $\Psi > 0.4$ ，则在锅炉汽包受多向应力的外负荷时可以有足够的塑性变形能力。由此可见，断面收缩率是衡量材料变形性能的一项有用的指标，尽管它不是完善无缺的指标。

因此在最简单受力情况下，为防止断裂所必需的安全系数与材料的断面收缩率成反比。例如甚至在 $\Psi = 1$ ，即材料达到最大延性的理论极限的条件下，当材料受三向应力时也并不具有变形性能，为防止断裂，安全系数取2。则在其它收缩率的条件下安全系数 $S_T = 2/\Psi$

在 $\Psi = 0$ 时，即这种材料在受单向负荷的拉力试验时呈现完全脆性，按上式 $S_T = \infty$ 。对锅炉钢材来说，这种极限情况是可以不加考虑的，因为前已指出，在断面收缩率低于40%时，其冲击韧性已低于要求的最低值4公斤力·米/厘米²了。

如果对于变形差的材料(例如当 $\Psi = 0$ 时)，规定安全系数用8以防止断裂，则当 $\Psi < 0.4$ (严格讲为0.5)，其安全系数 $S_T = 8(1 - \Psi)$ 。

图10左边表示材料断面收缩率与防止断裂应选择的安全系数的关系。

锅炉钢材的断面收缩率 $\Psi > 0.4$ 时，防止材料断裂的许用应力由下式计算：

$$\sigma_{T-许用} = \frac{\sigma_T}{S_T} = \frac{1}{2} \Psi \sigma_T。$$

此外，防止材料产生屈服现象的许用应力则用下式计算：

$$\sigma_{\text{屈-许用}} = \frac{\sigma_{0.2}}{S_{\text{屈}}} = \frac{\sigma_{0.2}}{1.5}$$

在单向和双向受拉应力时：

$$\sigma_V = \sigma_I \leq \sigma_{\text{屈-许用}} \quad (\text{剪应力理论})$$

$$\sigma_I \leq \sigma_{T\text{-许用}} \quad (\text{正应力理论})$$

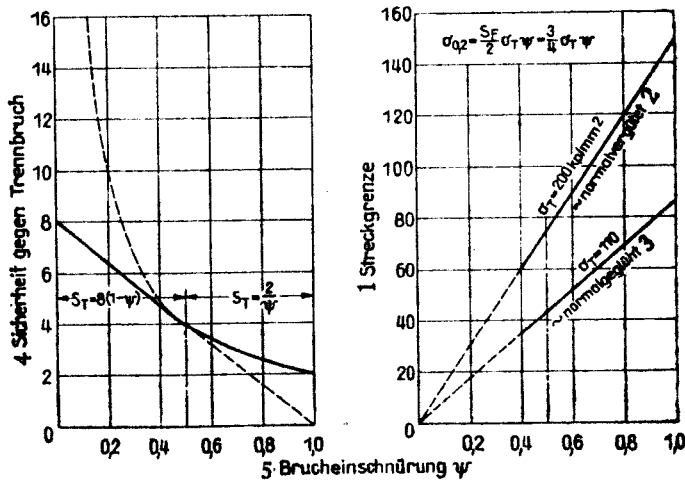


图10 断面收缩率与防止断裂的安全系数的关系(左图)；
当防止断裂的最小安全系数 $S_T = 2/\Psi$ 时断面收缩率与屈服极限的关系(右图)

1—屈服极限；2—调质；3—正火；

4—防止断裂的安全系数；5—断面收缩率

如果 $\sigma_{\text{屈-许用}} \leq \sigma_{T\text{-许用}}$ 以及 $\sigma_{0.2} \leq \frac{S_{\text{屈}}}{S_T} \sigma_T = \frac{5}{2} \Psi \sigma_T$ ，便可不作断裂强度的计算。

如果按屈服极限来进行计算，则当 $\sigma_{\text{屈-许用}} > \sigma_{T\text{-许用}}$ 或 $\sigma_{0.2} > \frac{5}{2} \Psi \sigma_T$ 时，防止断裂所需的安全裕度就没有了。

确定断裂强度是比较复杂的事情。S·Schwaigerer介绍了一些方法，由一般拉力试验数据推导出断裂强度。按本文作者的试验，正火钢的断裂强度平均值为110公斤力/毫米²，而调质钢则可以达到200公斤力/毫米²以上，对于这个问题，作者在以后将作另外的报导。图10右边是根据这两种断裂强度绘出的断面收缩率与屈服极限 $\sigma_{0.2}$ 的关系曲线。如果用锅炉钢材的平均断裂强度110公斤力/毫米²（此值较多采用并与实际情况比较接近）考虑，则由图10右边的曲线可查得在保证防止断裂所需的安全系数条件下的断面收缩率最低值：当 $\sigma_{0.2} = 40$ 公斤力/毫米²时为0.48；当 $\sigma_{0.2} = 50$ 公斤力/毫米²时为0.6。

锅炉钢材在室温和运行温度下的屈服极限和断面收缩率的关系如图11所示。只有少数试验点超过断裂强度 $\sigma_T = 110$ 公斤力/毫米²的边界曲线。然而有时实际屈服极限大大高于理论的数值。

从有裂纹而换下来的汽包取样测出的屈服极限数据并未示于图中。由于材料断面收缩

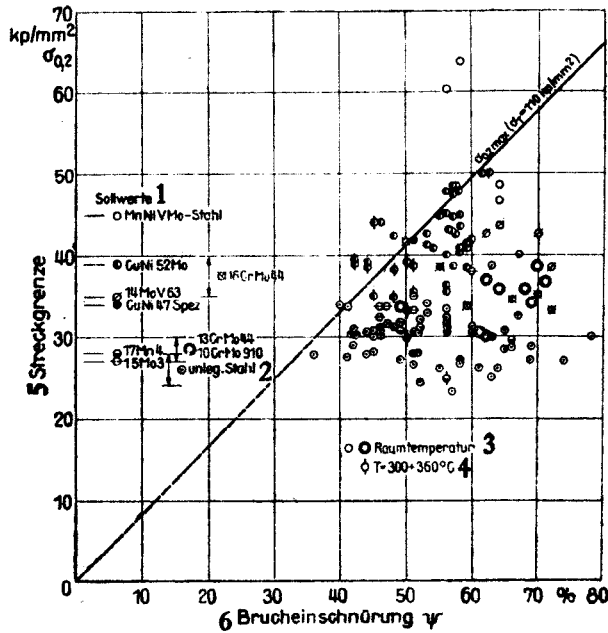


图11 各种锅炉材料的屈服极限和断面收缩率

- 1—理论值；2—非合金钢；3—在室温下；4—在300~360℃；
5—屈服极限；6—断面收缩率

率很低，它们的屈服极限超过图中的限额很多。是投入运行前就如此，还是运行后材料的变形能力降低了？这个问题迄今还没有完全搞清楚。

当然，在作全面分析时首先应该假定材料在运行过程中没有变脆，而其变形性能在加工过程中也没有受到损害。在某些情况下焊接过程会对材料的变形性能造成一定的影响。

焊接敏感性

钢材在焊接时焊缝两边的母材有时会硬化，从而提供了产生裂纹的条件，在焊接受热区域冷却收缩时的应力下，或者在汽包水压试验和运行过程中出现的应力下就有导致产生裂纹的可能。

产生硬化的程度与材料，焊接方法，焊缝位置，周围空气温度，工件预热温度，构件的形状和外形尺寸等都有关系。产生裂纹的临界硬度值随钢材牌号而异，其值为 $HB = 300$ 公斤力/毫米²或更高一些。因此尽可能避免 $HB > 300$ 公斤力/毫米²的情况。在一些锅炉汽包上检查出硬度有升高到400公斤力/毫米²者，有的已经产生局部裂纹了。

应该考虑钢材合金元素对焊接性能的影响，它相当于在原有的含碳量之外附加了一定的碳量。这样得到的数据称为碳当量（ C^* ）。

可以根据参考文献推荐的换算公式计算出各种非合金钢和低合金钢在未经预热情况下进行电弧焊的碳当量。图12给出了对比碳当量在焊缝区域测出的最大硬度。硬度值的分布面很宽，例如碳当量 C^* 在0.45~0.5%时，其硬度值为200~500公斤力/毫米²。接弧区域

硬度更高，故应避免采用局部间断焊缝，尤其是碳当量高时更应注意。硬度值分布很散的原因是冷却速度不一样。钢板厚度，焊条直径和焊缝形状等参数都有影响。因此可以将图中的点子按不同的冷却速度进行分类。

按照国际标准化组织 (ISO) 的建议，应避免焊缝硬度高于母材硬度100公斤力/毫米²以上，在后一情况下焊后需进行一次热处理。

图12表示各种汽包材料碳当量与ISO推荐最大允许硬度值之间的关系。其碳当量照图12附表材料的化学成份根据下式计算出来： $C^* = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni}{15} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} + \frac{Cu}{5} + \frac{Co}{150} + \frac{P}{2} \%$ 。根据ISO的建议，除了对每种合金元素的极限值有所规定以外，还应包括碳当量的最大值。如图所示，除H IV钢外，未经预热情况下焊接时，其硬度值均超过允许值。实践表明，各种材料的预热温度均偏低，对厚壁工件尤其如此。这类工件焊后必须进行热处理。

但必须注意的是在局部预热时往往会造成高的内应力，这种内应力将造成构件疲劳强度的大幅度降低。通过我们对汽包爆破事故和爆破试验的分析研究弄清楚了内应力，硬化和原有裂纹对汽包强度的影响。

作者对几台直径1700毫米，壁厚80毫米，运行过的汽包进行检查，发现在开孔边缘和部分未开孔的汽包壁上有许多深度<10%壁厚的裂纹。将这些裂纹用砂轮磨掉，分别采用以下几种处理办法，再对汽包作水压试验：

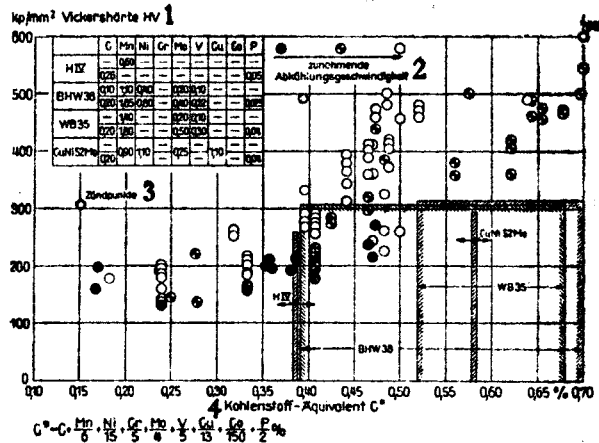


图12 碳当量与未经预热的电弧焊的非合金与低合金钢最大硬度的关系
 1—洛氏硬度； 2—按递增的冷却速度分类的点子；
 3—引弧点； 4—碳当量

1. 在预热情况下对汽包进行焊补和堆焊，水压试验时依然开裂。
 爆破压力128大气压 = P_{工作}, σ_n = 13.5公斤力/毫米², 在产生硬化的堆焊区域接缝区开始破裂。汽包材料的屈服极限为45公斤力/毫米²。
2. 对汽包施行局部焊补和局部退火消除应力。

爆破压力240大气压 = 1.9 P_{工作}, $\sigma_n = 25.5$ 公斤力/毫米²。在焊补后胀管处以及在一个管接头附近遗留下的裂纹处开始破裂。

3. 没有对汽包进行其它热处理。

爆破压力285大气压 = 2.3 P_{工作}, $\sigma_n = 30$ 公斤力/毫米² (如按壁厚减薄处计算则为34公斤力/毫米²)。

下降管排中心线附近首先开始破裂。

4. 去除裂缝后, 对整个汽包进行热处理。

第4号汽包试验结果表明, 对这种焊后进行整体热处理的汽包, 爆破压力还可以进一步提高。

运行方式

下面将阐明长期运行对汽包疲劳强度的影响。如前所述, 汽包在初次受压时, 在高应力部位会产生塑性变形, 以后加载和卸载将使汽包受到拉—压交变应力, 在不利的工况下, 其应力变化幅度有可能达到材料的屈服极限。尽管相对于一台锅炉的运行期来说, 其启动和停炉次数是较少的, 但温度波动引起的热应力造成的附加交变应力在某些条件下却要大得多。

下面介绍汽包钢材在负荷波动1000次范围内在波动应力作用下其性能会产生什么样的变化。

疲劳试验

作者对一根从旧汽包取下的铜镍钢带槽试棒 ($\sigma_B = 61$ 公斤力/毫米²) 和另一根新的锰钼钒钢板上取下的带槽试棒 ($\sigma_B = 72$ 公斤力/毫米²) 进行拉力交变负荷试验。图13表示到断裂为止的负荷交变次数与名义应力的关系。为了进行比较, 图中还示出了未开槽铜镍钢试棒的试验结果。没开槽的试棒, 经过长期负荷交变后, 应力稍有降低, 而带槽的试棒, 要不了多少次负荷交变, 其名义应力便急剧地降低。降低速度与该槽锐利程度以及材

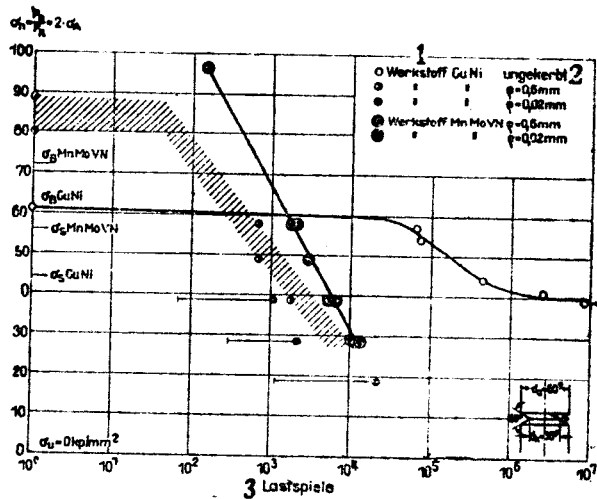


图13 圆柱形截面带槽试棒负荷交变试验结果

1—钢材; 2—未开槽; 3—负荷交变次数

料对缺口敏感的程度有关。在负荷交变1000次时，未开槽试样疲劳强度和材料抗拉强度差不多。带槽试棒的情况就大不一样，铜镍钢和锰钼钒氮钢的疲劳强度仅分别为抗拉强度的30%和40%。作者仔细观察铜镍钢试棒，发现在负荷交变到1000次时已经产生裂纹了。

这个试验的结果表明，汽包在不利工况运行会产生裂纹，但也说明，如果能在发现裂纹后及时设法将其去除，对汽包运行来说，不会产生直接的危险。但应尽一切可能改善工作条件，以防止裂纹的再次产生。

作者曾受德国大型锅炉使用者协会（VGB）的委托对一个直径1200毫米，壁厚70毫米（ $\sigma_B = 70$ 公斤力/毫米²， $\sigma_{屈} = 50$ 公斤力/毫米²）的汽包进行了内压交变试验。内压按名义应力分段增加，分为11.9，13.9和15.8公斤力/毫米²三段。每一段压力级负荷交变3000次。 σ_n/σ_B 比值最大为0.22。在上述试验条件下，如同带槽试棒试验结果那样，并没有发现裂缝。

腐蚀对于受交变应力作用的汽包材料的强度有很大的影响，而交变应力作用的时间是一个主要的因素。图14是一根

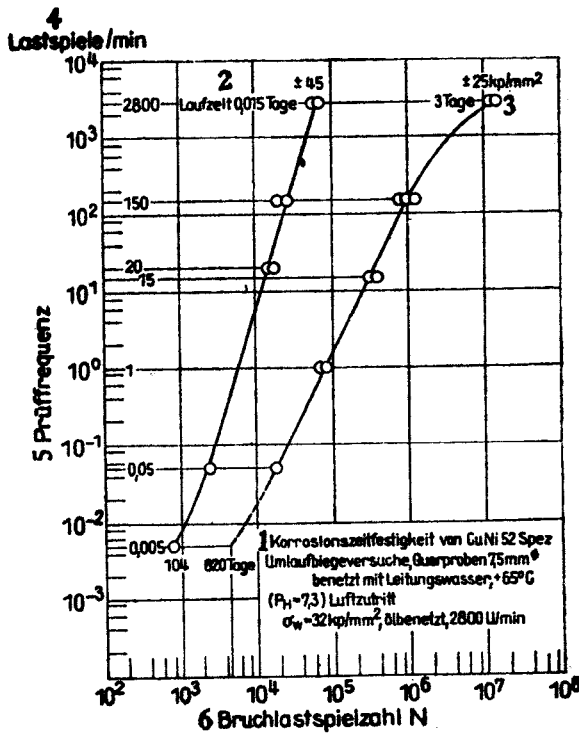


图14 在腐蚀作用下产生断裂的负荷次数与试验频率的关系

- 1—CuNi52特号腐蚀持久强度，反复弯曲试验横向试样 $\phi 7.5$ 毫米，用+65℃自来水润湿（ $P_H = 7.3$ ），通入空气， $\sigma_w = 32$ 公斤力/毫米²，油浸，2800转/分；
- 2—运行期0.015天；3—一天；4—应力循环/分；
- 5—频率；6—产生断裂的负荷交变次数

疲劳强度 $\sigma_w = 32$ 公斤力/毫米²铜镍钢材试样的断裂负荷交变次数与应力和试验频率间的关系。试样用65℃自来水润湿，用 ± 45 以及 ± 25 公斤力/毫米²的应力进行反复弯曲试验。到达试样断裂所需的交变次数随着应力增高或试验频率降低而减少。在负荷频率为7次/天时，若应力为 ± 45 公斤力/毫米²，那么在104天后产生断裂，而在应力为 ± 25 公斤力/毫米²时，则要经过620天后才断裂。这便意味着在受腐蚀作用的锅炉元件中，在那些受到高应力作用的开孔边缘，应力越高，产生裂纹便越早（与材料的名义疲劳强度无关）。假如我们采用相同的计算方法时，材料的计算屈服极限越高，则产生裂纹便越早。

锅炉在运行过程中产生的铁磁保护层（具有防腐蚀作用）是否会因内压造成的应力和应变而受到破坏，这是一个很重

要的问题。

铁磁保护层的机械强度

将一钢材试样长期放在自然循环锅炉的给水包内，然后在室温下对试样进行拉应力和压应力试验，以检查铁磁保护层的机械强度。试验结果为当拉长0.17~0.21%（相当于钢材内的单向应力为36~44公斤力/毫米²）和压缩0.30~0.38%（相当于63~80公斤力/毫米²的应力）时，试样的铁磁保护层受到破坏。由于这种铁磁保护层是锅炉在运行过程中产生的，在钢材受最高应力部位，这种保护层是形成在受拉应力的钢材表面的，一旦内压消失，那里就受到压缩应力。如前所述，压缩应力相当于假想应力之和，可以达到（1.5~2） $\sigma_{屈}$ 。对现在常用的高屈服极限钢材而言，这样大的压缩应力会造成铁磁保护层的破坏。为了说明这个问题，必须以运行中的汽包作为测试对象进行试验。

随着锅炉材料的屈服极限的提高，从防止铁磁保护层遭到破坏考虑，以及汽包材料对缺口敏感性大的缘故，使得人们不得不对汽包表面状况给予特别的重视。

表面状况

过去的锻造汽包，表面经过车削加工，失圆度误差小，容易得到理想的汽包表面状况。焊接汽包的表面状况就差多了。在目前生产中只要求去掉氧化皮，从而可以识别较大的氧化物夹渣并用砂轮将其磨掉，为检查汽包内表面创造良好条件。可以在汽包运行一段时间后对上述措施的效果进行检查。

在此，还想再谈谈关系导致产生细微裂纹的缺陷问题。

汽包在热加工和热处理过程中，在其要求的加热温度下，往往会引起材料表层晶界内合金含量增多，例如图15中铜镍钢的情况就是这样。图15a（略去）是垂直于钢板表面的金相磨片，b为平行于钢板表面的金相磨片，这两张照片均放大500倍。图中红—黄—灰析出物为铜镍混晶体。这种存在于表面内的细微网状杂质在热加工时或在以后的运行过程中受高应力的部位易形成裂纹。

图16表示一个汽包钢材表面的网状裂纹，这种裂纹在运行时受应力作用会沿与汽包轴线平行的方向继续发展。

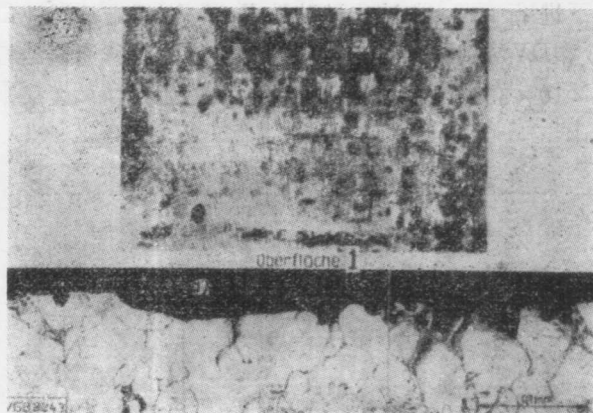


图16 a) 汽包表面的裂纹 b) 垂直于表面的截面
1—表面

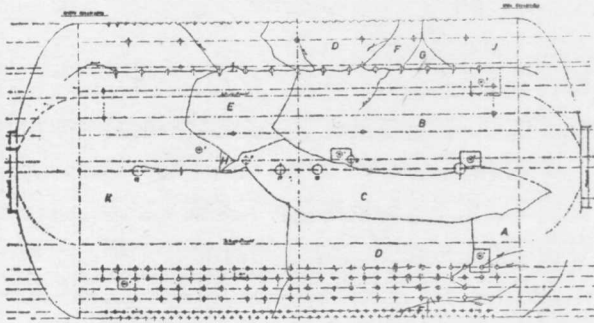


图17 汽包爆破的破裂线

在一个横截面尺寸与汽包壁厚相同的试样上进行的弯曲试验证实了材料受到热处理的影响。在交货状态下，通过疲劳试验使其产生裂纹，然后占孔进行弯曲试验，试样根本没有出现任何变形便突然断裂（弯曲角 0° ）。而在经过热处理后，材料断裂前却会出现相当大的变形（弯曲角 22° ）（图19）。

厚壁构件，在存在着锐槽以及那怕是细微裂纹时，都不可避免地会出现脆性破裂。奇怪的是，这类材料在作拉力试验时不仅具有足够的断面收缩率，而且也没有脆性破裂倾向。

为了检查材料的脆性破裂倾向，最好的办法是作材料的弯曲冲击试验。图20表示各种汽包材料在室温下进行的弯曲冲击试验结果。可以用带不同缺口的槽的斯纳特试样（Schnadtproben）和DVM试样来检查材料的冲击韧性。所谓斯纳特试样是这样一种试样，其外形尺寸为 $10 \times 10 \times 55$ 毫米，缺口槽部分的横断面为 10×3 毫米；在受压区域装入

若对这种钢材的冶炼采取特殊的措施，可以使这种在钢板表层出现的网状裂纹控制到较少的数量。

最后还想再谈谈钢材的脆性破裂倾向问题。

脆性破裂倾向

在述及的汽包爆破试验中遇到过脆性破裂。图17和18表示出了破裂的状况和爆破后的外形。

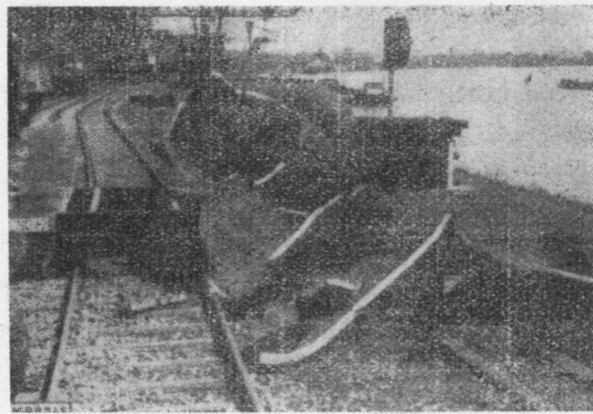


图18 汽包爆破后的碎块

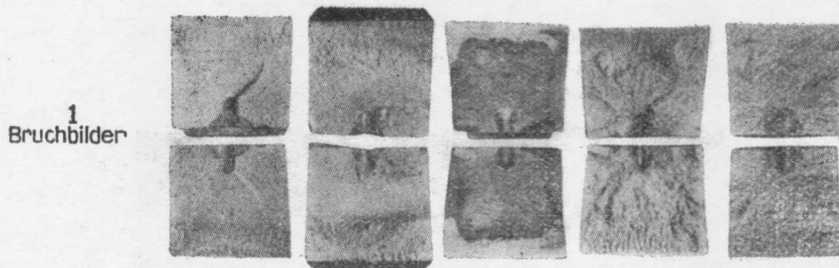


图19 缺口试样弯曲试验时热处理的影响

1 — 断面形状

一根硬合金螺栓从而使整个缺口槽受拉应力作用，一般将得到的数据附加于在此冲击试样旁取得的拉伸试样的断面收缩率。建议最好是用缺口槽半径 $r=0$ 的斯纳特试样来鉴别材料的脆性破裂倾向。试验结果表明，可以把试验的汽包材料分为两大类，相当于图20中的两根曲线，一根曲线的冲击韧性 $\alpha_k > 5$ 公斤力·米/厘米²，另一根曲线 $\alpha_k < 2$ 公斤力·米/厘米²。用DVM试样试验时，其区分就不是那样明显。若用斯纳特试样试验，属于 $\alpha_k < 2$ 公斤力·米/厘米²这一类的19Mn5钢，冲击强度比属于另一类的大多数钢材都高。

现将本文小结如下：

1. 必须对减弱系数进行修正，并使之适应高屈服极限钢材的特性。

2. 加工好的构件，其材料必须有充分的变形能力，还必须注意，随着屈服极限的增高，变形能力的最低要求也要相应增加。

如果最后一点要求按目前生产条件还办不到，单靠提高安全系数的办法并不能起到补偿的作用。

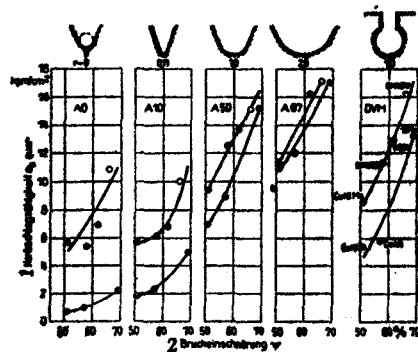


图20 用斯纳特试样和DVM试样试验时，锅炉钢板的冲击韧性
1—冲击韧性；2—断面收缩率

材 料	铜 镍 钢 7 号 汽 包			CuNi52Mo 钢板97毫米	
	交 货 状 态			920℃2小时	600℃4小时
状 态				20	20
试验温度(℃)	20	20	325	20	20
外形尺寸(毫米)	80×78×230	80×76×350	80×77×350	80×76×310	80×80×300
破裂面积(毫米 ²)	90(原有)	72(新产生)	72(新产生)	70(新产生)	80(新产生)
弯曲角(°)	~0			22	4
破裂状况	无变形突然破裂			一般破裂	塑性破裂
弯曲应力 σ_b (公斤力/毫米 ²)	56	53	83	48, 106	57, 124

参考文献(略)

(武汉锅炉厂 江仁福译自《VGB》1964, H.91,
西安热工研究所 邱长清校)