

汽轮机高、中压转子的缺陷 分析和安全性评价

姚孟电厂 西安热工研究所 力学所十二室断裂力学组

应水电部委托,我们对姚孟电厂第一台30万千瓦高温高压中间再热大型火力发电机组(一号机)的汽轮机高、中压转子能否安全使用的问题进行了一些工作,这项工作是在水电部科技司、西安热工研究所和姚孟电厂共同努力下完成的。

一、工作的主要结果和对一号机高、中压转子缺陷的初步分析

1. 由于原转子材料已无法得到,我们从第一重机厂一根报废的10万千瓦汽轮机高压转子上取样,在室温下测定断裂韧度 K_{Ic} 和裂纹扩展速度 $\frac{da}{dN}$ 。这根废

转子材料的化学成份、机械性能和热处理状态都和一号机高、中压转子相近。锻件重量也和一号机高压转子相同,我们从中心孔附近一直到接近外表面各个部位都切取了试样,测定25个试样的 K_{Ic} 值(平均值)为 146 ± 9 公斤/毫米^{3/2},分散度在 $\pm 10\%$ 之内,25个试样中 K_{Ic} 的最小值为132公斤/毫米^{3/2}。对14个试样

测定了 $\frac{da}{dN}$,其上限值为 $\frac{da}{dN} = 2.3 \times 10^{-9} (\Delta K)^{2.2}$

(适用于 $40 \leq \Delta K \leq 100$ 公斤/毫米^{3/2}) 裂纹不扩展

的“界限应力强度系数幅度” $\Delta K_{Ia} = 37\sqrt{1-R}$ 公斤/毫米^{3/2}(R为循环比,即在交变载荷下最小应力与最大应力之比)

该转子材料在100℃的 K_{Ic} 值,限于条件我们不能测定,查国外有关资料,30Cr2MoV在100℃的 $K_{Ic} \geq 200$ 公斤/毫米^{3/2}。

2. 根据姚孟电厂提供的上汽厂对高、中压转子的超声波探伤报告^[1]我们把主要伤区的缺陷简化为不同形状的裂纹,考虑了几种工况下各伤区的离心应

力、扭转应力^[2],热应力^[3]振动应力^[4]和残余应力,计算了裂纹顶端的应力强度系数 K_I 值。比较危险的是二种工况:一是启动到转速为1000转/分,未带负荷,这时离心力较小,但热应力大,而伤区温度接近于室温, K_{Ic} 低(第三节的第I工况)另一种是机组启动到额定转速,带满负荷同时叠加最大的热应力,这时各伤区的应力最大,但此时伤区温度较高(第三节第III工况)根据姚孟电厂提供的资料^[5]此时各伤区的温度在100℃以上,对于第I工况各伤区的 K_I 值中最大的为 51.2 公斤/毫米^{3/2}(31号伤区见表3-6),而室温下 K_{Ic} 的最小值为 132 公斤/毫米^{3/2},因此 $K_I < K_{Ic}$,安全系数为2.58对第III工况,各伤区中 K_I 值最大的为 75.9 公斤/毫米^{3/2}(52号伤区,见表3-5)此时伤区温度超过100℃,和100℃时的 K_{Ic} 的下限值200公斤/毫米^{3/2}相比,安全系数为2.6。

3. 在估计转子的寿命时,我们考虑了三种典型的交变载荷。

①机组启动和停机,载荷从零到工作载荷再降到零。②从满负荷甩到零负荷。③周波变化(47周/秒到50.5周/秒)而引起的载荷变化。分别计算了各伤区所承受的循环载荷次数。周波变化所引起的载荷变化在各伤区产生的 ΔK 值均小于室温下的 ΔK_{Ia} ,因此不会引起裂纹扩展,对于第一、二种交变载荷分别作用时,各伤区允许的交变载荷次数见第四节表4-1。因为超速试验引起的应力变化,小于启动、停车的应力变化,因此在估算寿命时把超速试验的次数加在启动停车次数上。同理把甩负荷至30%和水击(汽温下降100℃)的次数加在甩负荷到零的次数上。如果已知这两种交变载荷次数的比例,则可按累积损伤理论算出寿命。目前,还不了解这几种交变载荷次数的比例。作为一种偏于安全的做法,把五种产生载荷变化的工况(超速、甩负荷到零、甩负荷到30%水击、启动、停车)在估算寿命时,都按应力变化最大的起停车来考虑。这样寿命最短的是52号伤区,允许的交变载荷次数为24000次。由于很多因素没有考虑,因此

取安全系数为10,即允许超速,甩负荷、水击、起停车共2400次。

4. 几点说明:

这次计算 K_{Ic} 时,考虑了各种主要工况,并考虑了离心应力、扭转应力、热应力、振动应力和残余应力。由于超声波探伤不能给出缺陷的形状和定向,我们作了一些简化假定,给出缺陷的计算模型。根据“大轴技术讨论会”上许多同志的意见,我们在缺陷模型简化和应力计算中,在偏于安全的原则下,使计算尽可能接近于实际,而不作过于偏安全而偏离实际情况的假设。因此,虽然由于考虑了热应力,各伤区的应力比原来的计算 σ_0 提高了,但由于在模型简化和应力分析中去掉了一些过于保守的假设,所以对于有些伤区计算出的 K_{Ic} 值反而减小了,这是更符合实际情况的。

我们在寿命估算中有几项因素没有考虑:

(1) 没有考虑回火脆性的影响,高压转子的在工作温度在该材料的回火脆性温度范围内。而高压转子在精炼时曾加入10吨生铁,生铁的杂质比较多,高压转子经三次热处理,前两次热处理用风冷, a_k 值不合格,第三次热处理用油冷才使 a_k 值合格。这两点说明高压转子的回火脆性可能比较严重。为此,建议在一号机高压转子上取样,进行锡、锑、砷等微量元素分析,判断其回火脆性的可能性。

(2) 我们测疲劳裂纹扩展速度用的是80赫左右的高频载荷。而起动停机、超速、甩负荷、水击等属于低频的交变载荷。一般说来低频下的疲劳裂纹扩展速度比高频下要快,用高频疲劳得到的裂纹扩展速度来估算低频交变载荷下的寿命,这是不安全的,这也是我们在寿命估算中取安全系数为10的一个原因,因此今后要研究频率对裂纹扩展速度的影响,取得低频下裂纹扩展速度的数据。

(3) 没有考虑转子在高温时恒定载荷下的裂纹扩展即 $\frac{da}{dt}$,有缺陷的转子在高温恒定载荷下,由于蠕变的作用,裂纹也可能扩展,这需要进行裂纹试样的高温蠕变试验,测定裂纹扩展速度 $\frac{da}{dt}$ 。

(1) 材料成份(重量%)

	C	Cr	Mo	V	Si	Mn	P	S
试 样	0.29	1.50	0.66	0.24	0.38	0.69	0.013	0.012
一号机高压转子	0.29	1.56	0.70	0.24	0.40	0.66	0.016	0.018
一号机中压转子	0.29	1.75	0.75	0.25	0.42	0.66	0.014	0.015
标 准	0.22~0.32	1.5~1.7	0.6~0.8	0.2~0.3	0.3~0.5	0.5~0.8	≤0.030	≤0.025

以上三个方面,有关单位正在结合本转子开展工作。

(4) 在高温下 K_{Ic} 比常温时高,但这时疲劳裂纹扩展速度也比常温时要高。我们现在只是按照常温下的 K_{Ic} 和 $\frac{da}{dN}$ 来估算转子的寿命。

(5) 没有考虑应力腐蚀和氢脆的影响。

5. 综上所述,我们认为一号机高、中压转子的缺陷是严重的,按简化模型算出缺陷部位的 K_{Ic} 值低于

K_{Ic} 的最小值,安全系数 $\left(\frac{K_{Ic}}{K_I}\right)$ 为2.58。因此高、

中压转子在起动时不会发生一次脆断,考虑到回火脆性蠕变裂纹扩展,应力腐蚀和氢脆等是缓慢作用的过程,因此就我们考虑到的一些因素来说,在采取严密措施的情况下,本机组可以考虑开始运转。但用断裂力学方法算出的机组允许起、停的次数比国内外同类机组要小得多,说明缺陷是严重的,而且在寿命估算中有很多因素现在还没有考虑,因此寿命估算是不准确的。所以机组试运转后,必须加强监护措施,特别是监视重点伤区和高应力区,同时定期对高、中压转子进行超声波探伤,复查原有伤区的情况和无新的缺陷产生。

二、转子材料30Cr2MoV的

K_{Ic} 和 $\frac{da}{dN}$ 的测定

1. 材料

为了测定转子材料30Cr2MoV的断裂韧性 K_{Ic} 和疲劳裂纹扩展速度 $\frac{da}{dN}$,我们从一根10万瓩汽轮机高压转子(报废)上切取试样,其材料成份,机械性能,热处理状态和一号机高,中压转子基本相同。

(2) 机械性能

试样		σ_s (公斤/毫米 ²)	σ_b (公斤/毫米 ²)	$\delta\%$	$\psi\%$	a_k 公斤米/厘米 ²
试样	冒口纵向	66.0~66.5	80~83.5	19	62~63	7.8~8
	冒口切向	66.5~67.0	82.5~83	17.5	49~49.5	3.8~4.8
高压转子	纵向	54.5~56.5	71.5~73	21.23	64~68.5	3.5~7.3
	切向	54~54.5	72.0~73	16.5~20	40.5	3.6~5.1
中压转子	纵向	60.5~63.5	75~76	19~22	68~69	10.5~12.1
	切向	56~66.5	72~74.5	20~21.5	59~63	6.0~8.5

(3) 热处理

这根废转子原来按规定进行热处理, 940°—950℃鼓风冷却, 680°~700℃回火, 试样从转子上切下后, 没有再经过热处理。

2. 试样

用三点弯曲试样测定, 试样名义尺寸如图 2—1 示

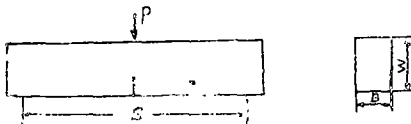


图 2—1 三点弯曲试样

B	W	S (毫米)
20	30	120
15	30	120

试样材料从废转子接近冒口端的部位切下如图 2—2 所示

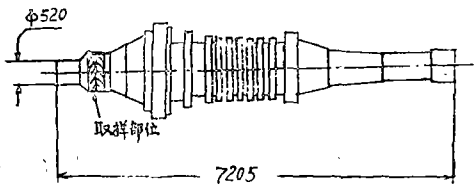


图 2—2 试样材料切取部位示意图

从废转子上割下 $\phi 500$ mm左右, 厚为 200mm 的圆饼(两块)后, 从圆饼上分别从中心孔附近直到外圆各个部位切取试样。

试样的取法分三种, 按[7]的记法分别记为 CL, LC, 和 CR (图 2—3)

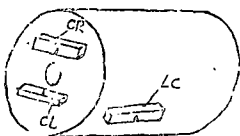


图 2—3

3. K_{Ic} 的测定结果

测定 K_{Ic} 用两种方法, 第一种按照 ASTM 金属材料平面应变断裂韧性标准试验方法 [7] 测定, 我们装备了简易的测定装置 [8]。第二种用 J 积分方法测出 J_{Ic} 然后换算成 K_{Ic} , J_{Ic} 测试方法的讨论见 [9]。

按照 [7] 的规定, 试样的尺寸应满足下述条件

$$B, W, W-a \geq 2.5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_s} \right)^2$$

实验结果表明, 我们所选取的试样当 $\frac{a}{W} = 0.45$

~0.5 时能满足上述条件。标准中所规定的其他条件, 在实验中也得到了满足, 17 个满足条件的试样的尺寸和实验测定的 K_{Ic} 列于表 2—1, K_{Ic} 的平均值为 146 ± 8 公斤/毫米^{3/2}, 分散带为 $\pm 10\%$ 最低值为 133 公斤/毫米^{3/2}。

为了进行比较, 另外 8 个试样的 a 值比较大, 不

满足 $W-a \geq 2.5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_s} \right)^2$ 的要求, 用 J 积分的方

法测出 J_{Ic} , 然后再换算成 K_{Ic} , 8 个试样的尺寸, 和实验测定结果列于表 2—2, K_{Ic} 的平均值为 146 ± 9 公斤/毫米^{3/2}, 分散带为 $\pm 10\%$, 最低值为 132 公斤/毫米^{3/2}, 以上结果表明, 两种方法测出的 K_{Ic} 值是一致的。

4. 疲劳裂纹扩展速度 $\frac{da}{dN}$ 的测定

在 AmSlcr 两吨共振式高频疲劳机上进行疲劳试验, 测定疲劳裂纹扩展速度, 对我们所用的三点弯曲试样, 试验机的频率约为 80 次/秒, 用工具显微镜测量裂纹长度。在进行试验时, 三点弯曲试样已用钨丝线切割机切出一条宽为 0.13~0.15mm 的细槽, 然后在疲劳机上用较大的交变载荷引发疲劳裂纹, 引发裂纹后, 把交变载荷降到预定的数值 (P_{min} — P_{max}) 在整个试验过程中保持 P_{min} 和 P_{max} 不变, 让裂纹在给定交变载荷下继续扩展 0.5mm 左右后开始测量裂纹扩展速度。同工具显微镜上所带的刻度尺, 每当裂纹扩展的长度增加 0.1mm, 0.2mm 或

表2-1 30Cr2MoV的 K_{Ic} 实验测定值 (按E399-72方法测定)

试样号	取样方向	B	W	a	$\frac{a}{W}$	P_{max}	P_5	P_{max}/P_5	K_{Ic}
041	CL	20.17	30.19	16.57	0.548	1320	1228	1.075	148
043	CL	20.20	30.09	16.96	0.567	1340	1285	1.045	156
551	CL	19.82	30.06	17.01	0.506	1200	1200	1	146
042	CL	20.17	30.06	17.47	0.58	1220	1220	1	142
044	CL	19.91	30.12	13.92	0.464	1580	1455	1.085	134
224	LC	19.95	30.11	15.94	0.523	1330	1330	1	140
631	LC	20.17	30.07	17.24	0.574	1100	1100	1	135
61	CR	20.03	30.14	13.44	0.447	1890	1890	1	155
63	CR	20.03	30.13	13.13	0.45	1820	1820	1	151
72	CR	20.03	30.13	13.75	0.444	1800	1800	1	146
73	CR	20.20	30.15	13.24	0.452	1720	1720	1	144
411	CR	15.03	30.16	13.65	0.453	1270	1270	1	141
412	CR	15.03	30.02	13.54	0.453	1400	1400	1	157
413	CR	15.03	30.02	13.70	0.457	1410	1410	1	159
414	CR	15.03	30.04	13.32	0.445	1320	1320	1	144
64	CR	20.03	30.03	15.18	0.505	1470	1470	1	144
23		20.10	30.04	16.14	0.546	1180	1180	1	133

表2-2 30Cr2MoV的 J_{Ic} 测定值

试样号	取样方向	B	W	a	$\frac{a}{W}$	J_{Ic} 公斤米	K_{Ic}
012	LC	19.71	30.11	20.33	0.67		152
022	LC	19.73	30.07	20.10	0.67		132
223	LC	19.71	30.05	17.71	0.59		157
64	CR	20.02	30.03	15.18	0.51	1.07	145
552		20.00	30.43	20.26	0.67	0.88	132
222		19.73	30.07	18.89	0.63	1.14	150
052		20.05	28.32	19.16	0.64	1.14	150
223		19.72	30.09	18.80	0.63	1.10	147

64号试样满足〔7〕的要求，用两种方法计算 K_{Ic} 。结果是一致的。

0.5mm (根据裂纹扩展速度而定，裂纹扩展速度很小时，每隔0.1mm测定一次，裂纹扩展速度较快时，每隔0.5mm测定一次)，记录疲劳机的循环次数N。

一部份试样一直做到断裂，一部分试样做到 $\frac{a}{W} = 0.5$ 左右即把试样卸下，以备测定 K_{Ic} 用，从上述试验可得到裂纹长度a和循环次数N的关系曲线，处理实验数据的步骤是：

(1) 整理实验测定的a和N数据，画出a~N曲线 (图2-4)

(2) 用中值法求出不同a值下的 $\frac{da}{dN}$ 即

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{a=a_i} = \frac{a_{i+1} - a_{i-1}}{N_{i+1} - N_{i-1}}$$

(3) 根据交变载荷 Δp 和试样尺寸求出给定 a_i 值时的 ΔK 值，把 $\frac{da}{dN} \sim \Delta K$ 曲线画在双对数坐标上。

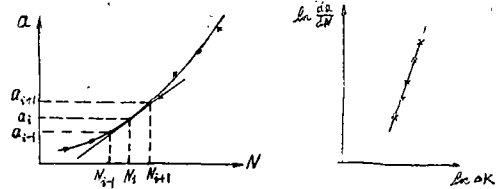


图2-4

根据资料介绍， $\frac{da}{dN} \sim \Delta K$ 的关系在双对数坐标

上可分三段 (图2-5) 例如〔10〕认为第一段是拉伸型扩展期，速度较慢，第二段是剪切型扩展期，第三段是快速扩展期。在第一段前，当 $\Delta K < \Delta K_{Ic}$ (界限应力强度系数幅度) 裂纹不扩展。我们着重测定第

二段的裂纹扩展速度实验表明这一段的 $\frac{da}{dN}$ 和 ΔK 成指数关系, 即可表达为

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n$$

我们测出的 $\frac{da}{dN} \sim \Delta K$ 的典型曲线如图 2-6 所示,

其中 012 试样的第二段的数据, 023 试样包括第一段和第二段的数据, 22 号试样包括了第一, 二, 三段的数据。

表 2-3 给出了试样的尺寸, 裂纹扩展的最大载荷 P_{max} 和最小载荷 P_{min} 和载荷比 $R = \frac{P_{min}}{P_{max}}$, 以及

测出裂纹扩展的第二阶段的常数 C 和 n 。所有试样的测定结果列于图 2-7, 从图 2-7 可以看出, 实验数据还是比较集中的, 取分散带的上限, 定出

$$C = 2.3 \times 10^{-9}$$

$$n = 2.2$$

$$\text{即 } \frac{da}{dN} = 2.3 \times 10^{-9} (\Delta K)^{2.2}$$

还是所有试样在 $40 \leq \Delta K \leq 100$ (公斤/毫米^{3/2}) 裂纹扩展速度的上限值我们也测定了界限应力强度系数 $\Delta K_{I,1}$ 测定的方法 详见 [11] 30Cr 2MoV 的 $\Delta K_{I,1}$ 为,

$$\Delta K_{I,1} = 37\sqrt{1-R} \text{ 公斤/毫米}^{3/2}$$

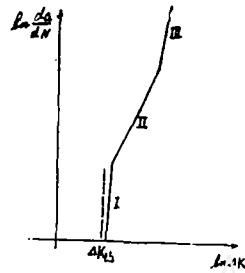


图 2-5 典型的 $\frac{da}{dN} \sim \Delta K$ 曲线

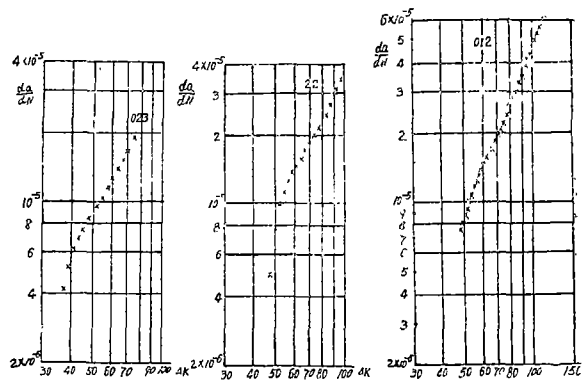


图 2-6 疲劳裂纹扩展速度与 ΔK 的关系实验数据示例

表 2-3 30Cr 2MoV 的疲劳裂纹扩展速度的实验数据

试样号	取样方向	B	W	P_{max} (公斤)	P_{min} (公斤)	R	C	n
011	LC	19.73	30.09	1060	330	0.312	2.04×10^{-11}	3.2
012	LC	19.71	30.11	1000	280	0.28	5.9×10^{-13}	2.4
023	LC	19.38	30.13	1000	380	0.38	4.6×10^{-9}	1.9
044	CL	20.40	30.12	1200	600	0.50	9.4×10^{-7}	1.7
051	CL	20.06	28.31	1200	600	0.50	1.3×10^{-9}	2.3
052	CL	20.15	28.32	1100	110	0.10	3.7×10^{-9}	2.1
053	CL	20.08	28.34	1100	110	0.10	2.9×10^{-12}	3.6
054	CL	20.08	28.32	1000	200	0.20	9.6×10^{-10}	2.3
552	CL	19.37	29.81	1100	300	0.27	6.5×10^{-12}	3.8
553	CL	19.68	30.07	1200	600	0.50	3.7×10^{-9}	2.0
224	LC	19.95	30.11	1140	150	0.13	5.8×10^{-12}	3.5
22		20.18	30.07	1000	100	0.10	1.5×10^{-8}	1.7
24		20.18	30.07	1000	100	0.10	4.7×10^{-9}	2.0
27		20.18	30.08	1000	100	0.10	5.3×10^{-9}	1.9

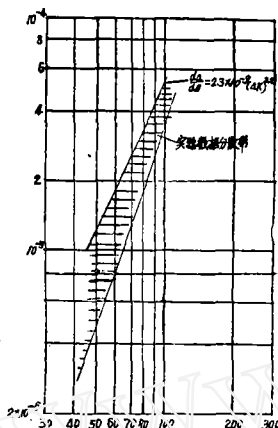


图 2—7 疲劳裂纹扩展速度实验数据

三、缺陷的简化计算模型及计算结果

1. 转子缺陷情况

根据姚孟电厂提供的上海汽轮机厂对高、中压转子超声波探伤的报告〔1〕，高压转子共有 75 处缺陷，

其中有 8 处为密集缺陷，中压转子共有 37 处缺陷，其中有 8 处为密集缺陷。中压转子 31 号伤区缺陷的最大当量直径达 $\phi 6$ ，且根据其动态波形判断为连续型缺陷，不排除 A 端是裂纹的可能性。除此以外，各单个缺陷和密集区的当量直径不超过 $\phi 4$ 。

根据缺陷的大小及其所在部位受力状况，综合考虑，我们选择了 6 个比较严重的伤区进行了计算。该 6 个伤区的位置及大小范围见图 3—1 (a)，(b)，(c) 和表 3—1

2. 计算模型

为了对带有缺陷的转子进行断裂力学计算，须引入一系列简化假设，建立计算模型。

(1) 对密集区缺陷的简化假设：

① 假设在密集区范围内，在三维空间的每个自由度上，等距离地分布着大小相等，形状相同的缺陷。

② 各种缺陷(非金属夹杂外来金属夹杂，缩孔、向点、裂纹等)都简化为数学上的尖裂纹。

采用 θ (周向) r (径向)， Z (轴向) 柱座标系，对每一密集区均考虑了裂纹表面法线为 r 、 θ 、 z 方向的三种情况。

③ 传递功率引起的扭应力只在第 III 种工况出现，

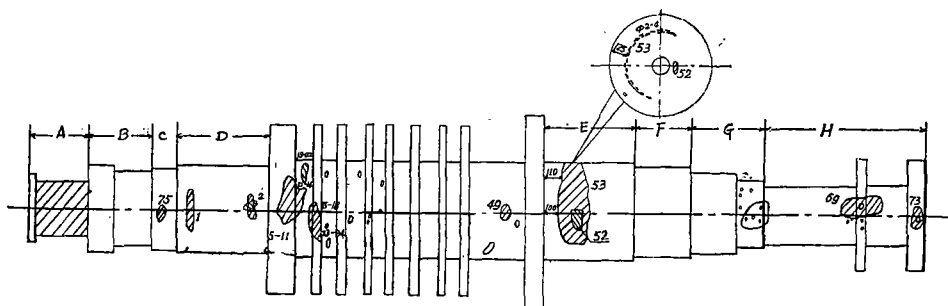


图 3—1 (a) 高压转子缺陷分布

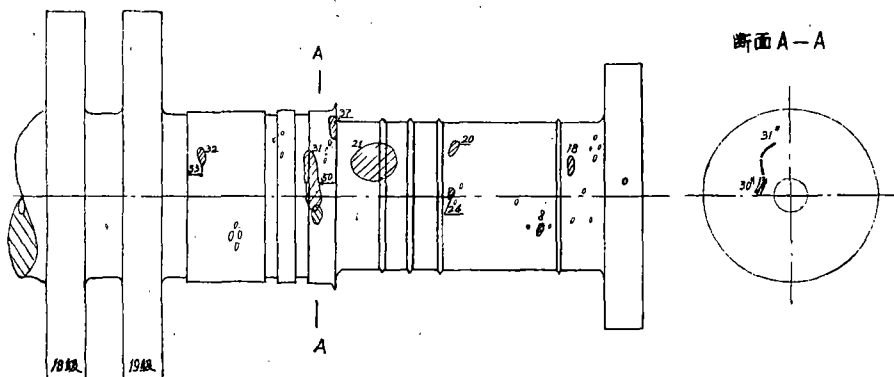


图 3—1 (b) 中压转子缺陷分布

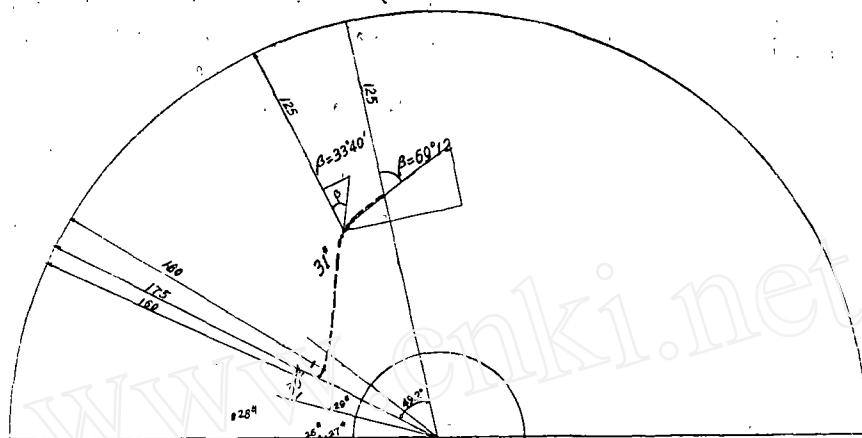


图3-1(c) 26.27.28.29.30.31伤区位置

表 3-1

伤区号	伤区分布范围 (mm)			与边界距离 (mm)		最大当量直径 ϕ (mm)	备注
	轴向	周向	径向	距外园	距内孔		
53	80	680		115	130	4	密集缺陷
52	60	70	15	225	5	4	密集缺陷
49	30	72	30	110	105	3	密集缺陷
69	190	100	55	60	142	4	密集缺陷
21	60	50	25	90	35	4	密集缺陷
31	35	100		100	30	6	在A点不排除裂纹

并且它的数值相比于离心应力, 热应力以及共振时的振动应力而言是个较小的量, 因此可以认为高、中压转子各点主应力方向即是 r, θ, z 方向。

在垂直于裂纹面的法向载荷作用下, 并列裂纹(裂纹面相互平行)的相互干涉使应力强度因子 K_1 减小〔2〕。所以三维分布的裂纹均简化为二维分布。即裂纹面法线分别为 r, θ, z 三个方向的共面裂纹。

(2) 密集区缺陷形状的选定, 尺寸和间距的确定

超声波探伤在每个探测位置, 每个深度下给出一个当量直径, 也就是一个探头下所有同一深度的缺陷反射的能量总和相当于该深度处某个当量直径标准圆形孔所反射的能量。

计算分析表明, 裂纹面积相等时, 圆形裂纹的应力强度因子 K_1 要比椭圆形裂纹及贯穿整个探头的长条形裂纹的 K_1 为大。另一方面, 保持一个探头下,

同一深度处所有裂纹面面积之和不变, 那么圆形裂纹的个数增多时, 应力强度因子 K_1 反而降低。因此, 可以假定密集区中, 每一个深度处, 有一排共面圆形裂纹彼此之间的距离为探头直径20mm。

由于超声波探伤的深度分辨率为5mm, 因此, 对于裂纹面法线为径向的共面裂纹, 彼此之间的中心距可取为20mm, 对于裂纹面法线为周向(或轴向)的共面裂纹, 沿轴向(或周向)彼此的中心距仍取20mm, 但是各个裂纹在径向的分布距离取为5mm, 并且假定分布距离指的是相邻裂纹边界之间的最短距离。考虑到许多因素使超声波探伤的定量分析不准确。听取了各方探伤人员的意见, 对各密集区均以探测的最大当量直径 $\phi 4$ 扩大两倍, 即 $\phi 8$ 作为圆裂纹的直径计算值。

(3) 由于31号伤区连续型缺陷, 最大当量直径达到 $\phi 6$, 且在A点不排除裂纹, 所以计算时简化为一个 $35\text{mm} \times 100\text{mm}$ 的单个椭圆裂纹, 裂纹面法线与Z

轴垂直，与r方向的夹角记作 β 。取 $\beta = 33^\circ 40'$ 和 $69^\circ 12'$ 两种情况进行计算。

表 3-2 密集区的计算应力 (kg/mm²)

工况 应力 伤区	I			II			III					IV		
	σ_θ	σ_r	σ_z	σ_θ	σ_r	σ_z	σ_θ	σ_r	σ_z	$\tau_{\theta z}$	σ_1	σ_θ	σ_r	σ_z
53	3.20	6.80	15.67	4.57	7.87	15.79	7.43	11.42	18.07	0.72	18.10	8.07	10.04	15.27
52	16.40	3.50	19.25	19.51	3.97	19.55	30.00	5.31	25.05	0.25	30.00	25.70	5.00	18.25
49	5.30	7.40	17.67	6.94	8.62	17.84	10.98	12.64	21.17	0.74	21.20	10.84	11.12	17.09
69	2.00	2.00	2.00	3.50	2.59	2.00	6.15	3.63	2.00	3.50	7.00	7.48	4.15	2.00
21	2.00	2.00	6.72	2.80	2.21	6.72	4.22	2.67	6.72	3.90	8.04	5.47	2.87	6.72

表 3-3 31号伤区的计算应力 (kg/mm²)

工况 应力 β	I			II			III			IV		
	σ_n	τ_{nz}	τ_{nn}	σ_n	τ_{nz}	τ_{nn}	σ_n	τ_{nz}	τ_{nn}	σ_n	τ_{nz}	τ_{nn}
33°40'	7.17	0	1.25	8.04	0	1.50	10.02	2.46	2.06	8.74	0	1.79
69°12'	5.76	0	0.96	6.56	0	1.15	7.70	1.12	1.58	6.72	0	1.38

3. 工况和应力分析:

计算共考虑了四种工况。

第 I 工况: 起动到转速 $n = 1000$ 转/分, 未带负荷, 功率 $N = 0$ 根据姚孟电厂提供的“转子温度与转速关系”曲线 (5), 这时转子处于 30°C 下平台阶段的最高转速。

第 II 工况: 起动到 $n = 1800$ 转/分, 未带负荷 $N = 0$, 这时应力已比第 I 工况高, 但 k_1 仍比较低。

第 III 工况: 起动到额定转速 $n = 3000$ 转/分, 带额定负荷, $N = 300\text{MW}$, 这是各场区应力最高。 $b = 2^\circ\text{C}/\text{分}$, 突然发生相间短路。

第 IV 工况: 做超速试验 $n = 3450$ 转/分, $N = 0$ 。

四种工况下各伤区的离心力和扭矩引起的应力 [2], 热应力 [3] 以及振动应力 [4] 相叠加, 此外, 再附加残余应力 $2\text{kg}/\text{mm}^2$, 为此得到的 5 个密集区四种工况下的各应力分量 $\sigma_\theta, \sigma_r, \sigma_z, \tau_{\theta z}$ 以及最大主应力。

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_\theta + \sigma_z}{2} + \sqrt{\tau_{\theta z}^2 + \frac{1}{4}(\sigma_\theta - \sigma_z)^2}$$

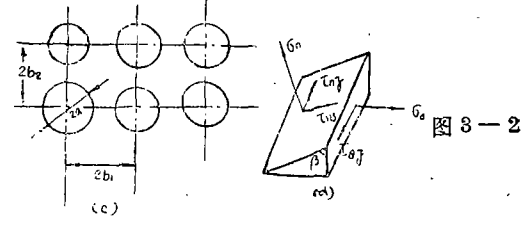
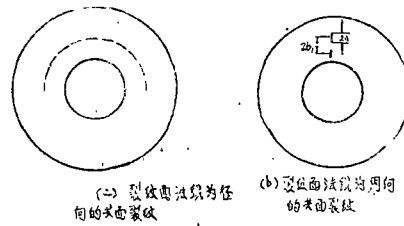
见表 3-2, 对第 I、II、IV 工况, $N = 0, \tau_{\theta z} = 0, \sigma_\theta, \sigma_r, \sigma_z$ 即为三个主应力, 对三种不同方向的共面裂纹可分别用上述三个主应力计算 k_1 。

在第 III 种工况下, $\tau_{\theta z}$ 虽不为零, 但与各正应力

相比很小, 此时除 σ_r 仍为一个主应力外, σ_θ, σ_z , 与另两个主应力稍有出入, 且 θ, Z 方向也与另两个方向偏离不大。此时仍对三种方向的共面裂纹计算 k_1 , 而以最大主应力 σ_1 的数值代替 σ_θ 和 σ_z 中较大的一个。

如前所述, 31号伤区为与 r 方向倾斜 β 角的单个椭圆裂纹, 作用该裂纹面的三个应力分量, σ_n, τ_{nz} 和 τ_{nn} (图 3-2) 由下式给出 (n 表示裂纹面法向)

$$\begin{cases} \sigma_n = \sigma_r \sin^2 \beta + \sigma_\theta \cos^2 \beta \\ \tau_{nz} = \tau_{\theta z} \cos \beta \\ \tau_{nn} = (\sigma_r - \sigma_\theta) \sin \beta \cos \beta \end{cases}$$



它们的数值列于表 3-3

在 σ_0 、 τ_{xz} 、 τ_{xy} 作用下, 计算椭圆短轴方向裂纹尖端的 k_1 、 k_2 和 k_3 。

4. 应力强度因子 k 的有关公式:

运用线弹性理论对裂纹尖端附近的应力场进行分析, 在最普遍的情况下得到应力的表达式为

$$\sigma_{ij} = \frac{k_1}{\sqrt{r}} f_{ij}^{(1)}(\theta) + \frac{k_2}{\sqrt{r}} f_{ij}^{(2)}(\theta) + \frac{k_3}{\sqrt{r}} f_{ij}^{(3)}(\theta)$$

其中 k_1 、 k_2 、 k_3 是表征应力强度因子系数, 称应力强度系数, 它们分别对应裂纹扩展的三种基本类型, 是与裂纹尺寸, 形状结构几何以及载荷大小有关的量。

目前, 国内外已有许多文章, 提供了一系列情况下应力强度系数 k 的分析表达式, 以及图表分析曲线, 本节只简要介绍计算中要用到的六种情况。

(1) 无限体中一个椭圆裂纹(图 3-3) [3] 对短轴上的 A 点

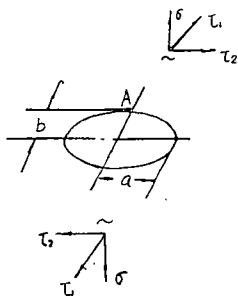


图 3-3

$$k_1 = \sigma \sqrt{\pi b} / E(k)$$

$$\text{其中 } k = \sqrt{1 - \left(\frac{b}{a}\right)^2}$$

$E(k)$ 为第一类完全椭圆积分

圆裂纹 $a=b$, $k=0$, $E(k)=\pi/2$

穿透裂纹 $a \rightarrow \infty$, $k=1$, $E(k)=1$

$$k_2 = \frac{\sqrt{\pi a}}{(a \cdot b)^{3/2}} \cdot 4\mu C,$$

$$4\mu C = \frac{a \cdot b^2 \cdot k^2 \cdot \tau_1}{(k^2 + \nu k'^2) E(k) - \nu k'^2 k(k)}$$

$$k_3 = \frac{(1 - \nu \sqrt{\pi a})}{(a \cdot b)^{3/2}} \cdot 4\mu B,$$

• 112 •

$$4\mu B = \frac{a \cdot b^2 \cdot k^2 \cdot \tau_2}{(k^2 - \nu) E(k) + \nu k'^2 k(k)}$$

其中 ν 为泊桑比, $k' = \frac{b}{a}$, $k(k)$ 为第一类全椭圆积分。

圆积分。

(2) 无限体中无穷多个等距分布的共线穿透裂纹 [14]

$$k_1 = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot M$$

$$M = \sqrt{\frac{2}{\pi \lambda} \operatorname{tg} \frac{\pi \lambda}{2}}, \quad \lambda = \frac{a}{b}$$

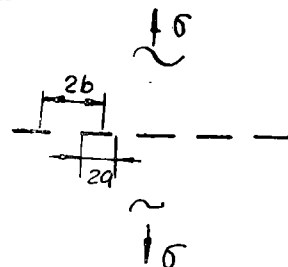


图 3-4

称 M 为影响系数

(3) 无限体中两个相邻的大小相等的圆裂纹 [15] 在垂直于裂纹面的载荷 σ 作用下, A 点的应力强度因子

$$k_1 = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\pi/2} \cdot M$$

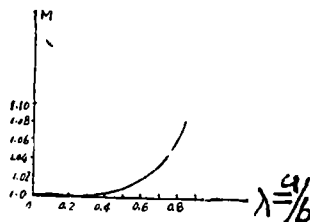
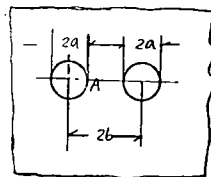


图 3-5

(4) 有限厚板中平行于边界的穿透裂纹 [16] 裂纹受垂直载荷 σ 作用。

$$k_1 = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot M,$$

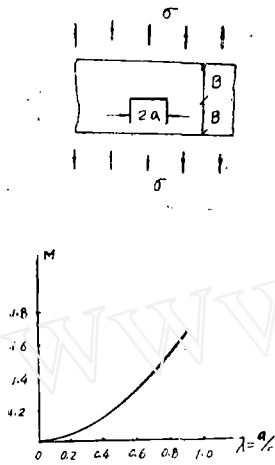


图 3-6

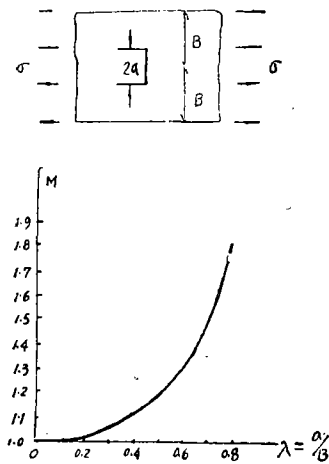


图 3-7

(5) 有限厚板中垂直于边界的穿透裂纹 [16] 在垂直载荷 σ 作用下

$$k_1 = \sigma \sqrt{\pi a} \cdot M,$$

(6) 半无限体中靠近自由表面的圆裂纹 [15] 受垂直载荷作用, A 点的应力强度因子

$$k_1 = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\pi/2} \cdot M$$

5. 影响参数法 [17]

前节介绍的线弹性断裂力学给出的现成结果或者是半无限体中及无限体中的单个裂纹或者是只考虑一维分布的相邻裂纹的干涉作用, 或者是只考虑边界尺

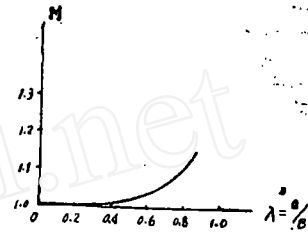
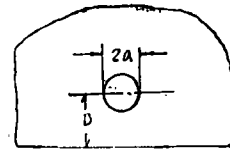


图 3-8

寸的影响。但即使对共面裂纹这样的简化模型来说也是同时存在着多种因素的影响。利用所谓“影响参数法”就可以将一个多影响因素的问题, 近似的化为许多已知的单影响参数问题的线性叠加, 从而可以方便地利用线弹性断裂力学的现有成果而不必重新进行大量的繁复计算。

以大小相等的圆形共面裂纹为例, 假设圆裂纹的半径用 a 表示。裂纹相互距离以及与边界的距离用 b_j 表示 $j = 1, 2, \dots, n$ 。

这样就可以引入 n 个影响参数。

$$\lambda_j = a/b_j, \quad j = 1, 2, \dots, n$$

n 个影响参数同时存在时的应力强度因子可表示为:

$$k_1 = \bar{k}_1 \Phi(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n)$$

其中 Φ 为影响函数。

当所有的 b_j 趋于无穷时, 也即全部 λ_j 趋于零时, 应得到一个仅包含一个圆裂纹的无限体, 显然,

$$\Phi(0, 0, \dots, 0) = 1, \quad \bar{k}_1 = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\pi/2},$$

对 $\lambda_j < 1$ 的影响函数 Φ 在 $(0, 0, \dots, 0)$ 点做幂级数展开。

如果 $\Phi(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n)$ 的值基本上可由其幂级数的一次项决定, 则:

$$\Phi(\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n) = \Phi(0, 0, \dots, 0)$$

$$+ \sum_{j=1}^n \Phi(0, \dots, \lambda_j, \dots, 0) - n$$

$$= \sum_{j=1}^n \Phi(0, \dots, \lambda_j, \dots, 0) - (n-1)$$

其中的 $\Phi(0, \dots, \lambda_1, \dots, 0)$ 分别为“4”中介绍的各种情况下的M值。

显然 λ_1 越小这种近似越好, 对于给定的 λ 值, 忽略了各参数的交叉项所造成的误差尚难准确估算。但对于矩形板中心裂纹以及圆裂纹的互相干涉等问题, 用参数法得到的K值比精确解偏高。

沿用图2中的符号, 引入下列三个影响参数:

$$\lambda_1 = \frac{a}{b_1}, \quad \lambda_2 = \frac{a}{b_2}, \quad \lambda_3 = \frac{a}{B},$$

其中 λ_1, λ_2 是表示共面裂纹相互影响的参数, λ_3 表示边界影响的参数。对各密集区三种方向的共面裂纹均可根据具体的 λ 值在“4”中查到相应的影响系数M。

对31号伤区, 由于是单个裂纹, 所以只有 λ_3 的影响(取内外表面影响的平均值)。把裂纹转到平行于边界和垂直于边界, 对两种情况分别算出了M值, 而选用其中较大的。

6个伤区的 $\Phi(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$ 值列于表3-4。

表 3-4

伤 区	53		52		49		69		21		31	
	r	$\theta, 2$	r	$\theta, 2$	r	$\theta, 2$	r	$\theta, 2$	r	$\theta, 2$	r	θ
$\Phi(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)$	1.16	1.08	1.72	1.12	1.18	1.12	1.18	1.37	1.20	1.17	1.03	1.02

6. 断裂准则和K的计算结果。

对于I型裂纹、断裂准则 $K_1 = K_{1c}$ 已得到大量实验的验证。对于复合变形状态下混合型的裂纹扩展问题, 已提出了几种不同的准则。这些准则的实验验证还不够充分, 它们的适用性以及相互关系等问题尚有待进一步发展。

本计算对各密集区是考虑和各主应力相垂直的裂纹, 因而只需计算 K_1 , 并采用 $K_1 = K_{1c}$ 准则。

对31号伤区则采用了复合型断裂准则。

这里采用的是G. C. Sih提出的用应变能密度因子的驻值预言裂纹起始扩展的准则, 即:

$$S_{min} = [a_{11}K_1^2 + 2a_{12}K_1K_2 + a_{22}K_2^2]_{min} = S_{cr}$$

$$+ a_{33}K_3^2]_{min} = S_{cr}$$

其中 $a_{11}, a_{12}, a_{22}, a_{33}$ 与裂纹扩展方向有关, 它们的表达式见[18], S_{cr} 则是一个材料常数。在平面应变情况下有

$$S_{cr} = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{2E} \cdot K_{1c}^2, \text{ 其中 } E \text{ 和 } \nu \text{ 分}$$

别为杨氏模量和泊桑比。

上式又可写为:

$$K_1^* = \sqrt{\frac{2E}{(1+\nu)(1-2\nu)}} S_{min} = K_1.$$

只在第III种工况采用这个准则。

各密集区 K_1 的计算结果列于表3-5

表3-5 各密集区的应力强度因子值 [kg·mm^{-3/2}]

工 况 \ 伤区 裂 纹 面 法 线	53			52			49			21		
	r	θ	Z	r	θ	Z	r	θ	Z	r	θ	Z
I	18.6	8.8	38.2	14.1	43.7	48.7	20.3	14.6	44.8	5.6	5.9	17.7
II	20.6	11.1	38.5	15.4	49.4	49.5	22.6	17.5	45.2	6.07	7.39	17.7
III	29.9	18.1	44.2	20.7	75.9	63.5	33.1	27.8	53.6	7.24	11.2	21.2
IV	26.3	19.7	37.2	19.5	65.0	46.2	29.1	27.4	43.3	7.78	14.4	17.7

31号伤区的计算结果列表3-6。

边界修正是直接对 K_1^* 进行的, 这要比分别对 K_1, K_2, K_3 进行修正数值偏大。

从表3-5可看出, 四种工况中一般以第III种工况的K值最高, 但究竟哪一种工况最危险, 也即安全储备最小, 各伤区不尽相同, 要与每种工况温度下 K_{1c} 相比才能确定。

在机组试运行或投产初期, 只带部份负荷情况下, 相对来说第IV工况就更值得注意。

在六个伤区中以52, 31两伤区的K值最大。

52号伤区位处高压转子进气端, 调节前, 该处工作温度可达500℃以上, 因而 K_{1c} 也较高, 这是有利因素, 但从长期使用观点来看, 回火脆性又是不能忽视的不利因素。

表3-6 31号伤区的应力强度因子 [$\text{kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$]

工况 \ β	$33^\circ 40'$				$69^\circ 12'$			
	k_1	k_2	k_3	k_1^*	k_1	k_2	k_3	k_1^*
I	48.8	0	8.1	51.2	38.2	0	5.8	40.0
II	53.1	0	9.2	55.8	42.0	0	7.1	44.1
III	66.1	9.8	12.7	72.0	50.8	4.4	9.7	54.9
IV	57.7	0	11.0	61.0	44.4	0	8.5	46.9

31号伤区位处中压转子排气端，气封前，工作温度最高不超过 200°C ，因而该处 K_{Ic} 要比52号伤区低，从短期来看是最值得注意的危险区。

总之只要探伤结果可靠，在各工况下运行时没有因违反操作规程或其他异常情况而产生超过计算应力的过大载荷，则高、中压转子预计不会在短期内发生一次脆断。

四、疲劳寿命计算

本节，我们计算各伤区裂纹在各种工况下，由于交变载荷的作用裂纹扩展到临界尺寸的加载次数，在计算中应用前面测定的裂纹扩展速率数据。

许多研究指出，一般情况下裂纹尖端的应力强度因子幅值 Δk 是控制疲劳裂纹扩展速率的主要参数，综合大量的试验数据裂纹扩展速率与 Δk 关系如图(1)所示。

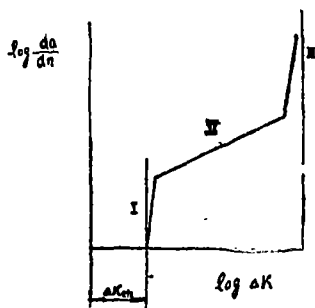


图4-1 疲劳裂纹扩展速率与 Δk 的关系

从图4-1中可以观察到整个裂纹的扩展可以分为三个阶段，同时与“疲劳强度极限”和“应力腐蚀界限应力强度因子”一样，在疲劳裂纹扩展特性中也同样存在着一个“界限应力强度因子幅值” $\Delta k_{I,II}$ ，当裂纹尖端应力强度因子幅值 Δk 小于 $\Delta k_{I,II}$ 时裂纹是不会扩展的。但外加应力强度因子幅值 Δk 达到材料

的界限值 $\Delta k_{I,II}$ 裂纹便开始扩展进入裂纹扩展的第一阶段——平断口扩展阶段。在此阶段内裂纹扩展速率随着 Δk 的增加急上升。第二阶段为切变斜断口扩展阶段。在此阶段裂纹扩展速率受 Δk 的影响相对第一阶段要小，但也同样随着裂纹长度的不断增长裂纹扩展速率不断提高，在双对数座标中，裂纹扩展速率与裂纹尖端应力强度因子幅值呈直线关系，只是斜率不同而已。在裂纹扩展和第二阶段裂纹发展到一定长度，裂纹尖端应力强度因子幅值 Δk 提高到一定值时，直线发生转折裂纹扩展速率急剧上升进入快速扩展的第三阶段——全切变扩展阶段。根据我们对30Cr2MoV材料裂纹扩展速率的测定，裂纹扩展的第二阶段转入快速扩展的第三阶段的应力强度因子幅值大约为100公斤/毫米 $^{3/2}$ 。当裂纹扩展进入此阶段，裂纹扩展速率急剧上升。而会较快发生破坏，为了确保转子运行的可靠安全，在运行过程中各伤区的裂纹不允许发生快速扩展。因此，转子疲劳寿命的估算。只计算到裂纹尖端应力强度因子幅值 $\Delta k = 100$ 公斤/毫米 $^{3/2}$ 即只考虑第一、第二阶段疲劳裂纹扩展。但是，按第一、第二阶段的 $da/dN \sim \Delta k$ 曲线来估算寿命，计算复杂，而且要求测出此两阶段的裂纹扩展速率，我们主要测定了第二阶段的裂纹扩展速率，并测定了界限应力强度因子幅值 $\Delta k_{I,II}$ ，这样我们用图4-2所示的

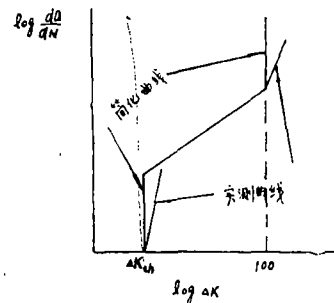


图4-2 $\frac{da}{dN} \sim \Delta k$ 实测曲线与简化曲线

简化曲线代替第一、第二阶段的 $da/dN \sim \Delta k$ 曲线来估算寿命, 即当 $\Delta k < \Delta k_{1.5}$ 时裂纹不扩展, $\Delta k_{1.5} < \Delta k < 100$ 时裂纹扩展速率按实验测定的第二阶段裂纹扩展速率的上限值即 $da/dN = 2.3 \times 10^{-9} (\Delta k)^{2.2}$ 这样的估算是偏于安全的。因此, 各伤区的裂纹从初始半长 a_0 扩展到临界半长 a_c 的循环荷载次数 N 由下式算出:

$$\int_0^N dN = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C_0 (\Delta k)^n} \quad (1)$$

$$\text{而 } \Delta k = M \cdot \frac{\sqrt{\pi a}}{2} \cdot \Delta \sigma \quad (2)$$

积分(1)式得:

$$N = \frac{\pi^{n/2}}{2^{n-1} (n-2) C_0 (\Delta \sigma)^n \cdot M^n} \left(\frac{2-n}{2} \frac{1}{a_0} - \frac{2-n}{2} \frac{1}{a_c} \right) \quad (3)$$

(3)式中: C_0, n 为疲劳裂纹扩展速率常数。

$\Delta \sigma$ 为工作应力交变幅值

a_0, a_c 分别为初始和临界裂纹半长。

M 为反映裂纹形状, 密集区内缺陷间相互作用以及边界影响参数。

作为反映裂纹形状, 密集区内缺陷间相互作用和边界影响的参数 M , 在裂纹扩展过程中, 并非一常数, 而是随着裂纹的扩展而变化的, 裂纹不断增长, M 也随之加大, 我们在计算疲劳寿命时, 将 M 看成常数, 并以临界裂纹尺寸时的 M 来考虑, 从公式(3)看, 这样计算结果无疑是偏于安全的。

根据前节中对30Cr2MoV材料断裂韧性测定和疲劳裂纹扩展速率测定, 断裂韧性的下限值为132公斤/毫米^{3/2}, 裂纹扩展由第二阶段到第三阶段的转折点的 $\Delta k = 100$ 公斤/毫米^{3/2}。转子在运行过程中除了限制裂纹尖端的最大应力强度因子必需小于 K_{Ic} 而外, 同时裂纹扩展不允许进入第三阶段。当转子在起动, 停机的脉动循环载荷的作用下, 由于 $\Delta k = k_{max} - k_{min}$ 此是 $k_{min} = 0$ 因而 $\Delta k = k_{max}$ 。因此, 对起动、停机工况, 只限制裂纹尖端的 $\Delta k < 100$ 公斤/毫米^{3/2}, 而对像甩负荷, 周波变化情况, 虽然交变应力幅值小, 但应力水平比较高, 此时的 $k_{min} \neq 0$, 因此必需同时限制 $\Delta k < 100$ 公斤/毫米^{3/2}和 $k_{max} < 132$ 公斤/毫米^{3/2}再由 $k = M \cdot \frac{\sqrt{\pi a}}{2} \sigma$, 计算出各伤区的临界裂纹尺寸如表4-1。

对于起动、停机、超速、甩负荷到零, 甩负荷至30%和水击引起温度突然下降等五种产生应力变化的工况, 我们在计算等应力幅值的疲劳寿命时, 只计算了: 1, 起动到 $n = 300$ 转/分带满负荷后停机和2, 甩负荷至0% ($n = 3000$ 转/分, 负荷为零)两种工况。因为超速试验 ($n = 3450$ 转/分, 负荷为零)在各伤区的三个方向产生的应力皆小于起动到 $n = 3000$ 转/分带满负荷时所产生的应力。甩负荷至0%, 甩负荷至30%, $n = 3000$ 转/分, 负荷为10万瓦和水击 ($n = 3000$ 转/分, 带满负荷汽温下降100℃)对各伤区在三个方向上产生的应力波动以甩负荷至0%为最大。因此, 将超速试验工况按起动、停机与将甩负荷至30%和水击两种工况按甩负荷至0%来计算寿命是偏于安全的。

由于69号, 21号伤区 k_1 很小, 其值小于 $22 \text{ kgmm}^{-3/2}$ [见“缺陷的简化计算模型及计算结果”的第四节表4中应力强度因子的计算结果]。同时水击和甩负荷时对69号、21号没有影响, 因此不产生热应力变化, 对转子寿命不起决定作用, 因此未计算它们的疲劳寿命。对于各主要伤区在两种工况下的寿命计算结果列于表4-1。

转子在运行过程中转速会发生变化, 根据转子运行的实际情况转速一般变化为47~50.5周/秒。当转子转速变化时转子所受的离心力也会随之变化。由于离心力的波动, 此时转子承受着一个高应力水平低幅值的交变应力, 裂纹尖端相应地有应力强度因子幅值 Δk 周的作用。根据对转子材料裂纹扩展速率的测定界限应力强度因子幅值 $\Delta k_{1.5}$ 可以近似地由下式估算:

$$\Delta K_{1.5} = 37 \sqrt{1-R} \quad (4)$$

R 为循环对称系数, 其值为 $\frac{P_{min}}{P_{max}}$ 或 $\frac{K_{min}}{K_{max}}$

根据计算各伤区的 Δk 周皆分别小于其“界限应力强度因子幅值” $\Delta k_{1.5}$ 见表4-1, 即裂纹在 Δk 周的作用下不发生扩展。因此, 在计算各伤区的疲劳寿命时不考虑周波变化的影响。

以上为各伤区分别在起动, 停机和甩负荷至0%两种等应力幅值单独作用的疲劳寿命, 实际上转子在运转中, 并非始终在某一等应力幅值下工作, 而是受着数种交变应力的交替反复作用, 当交变应力在裂纹尖端所引起的应力强度因子幅值 Δk 超过材料的 $\Delta k_{1.5}$, 转子内部的裂纹就会扩展, 遭到一定程度的损伤。因此我们计算转子的疲劳寿命的必须累积数种交变应力在转子内部引起的损伤。在累积损伤时我们假定:

1. 等幅交变应力的循环次数和对转子引起的损伤呈线性关系, 假设某等幅交变应力作用的疲劳寿命为

表4-1 主要伤区在等应力幅值作用下寿命计算结果

伤区号	工 况	初始裂纹半长 a ₀ (mm)	临界裂纹半长 a _c (mm)	寿 命 (N)	Δk ₁ kg/mm ^{3/2}	Δk _周 kg/mm ^{3/2}	简 化 计算模型
高 压 转 子	49 起动到n = 3000转/分 N = 30万瓩 后停机	4.0	6.0	4.05 × 10 ⁴	6.19	2.94	密集的 周径共面 裂纹
	甩负荷至0% n = 3000转/分 N = 0	4.0	6.0	17.51 × 10 ⁴			
52	起动到n = 3000转/分 N = 30万瓩 后停机	4.0	5.0	2.43 × 10 ⁴	6.92	2.68	密集的 轴径共面 裂纹
	甩负荷至0% n = 3000转/分 N = 0	4.0	6.0	9.49 × 10 ⁴			
53	起动到n = 3000转/分 N = 30万瓩 后停机	4.0	8.25	9.78 × 10 ⁴	6.19	2.93	密集的 周径共面 裂纹
	甩负荷至0% n = 3000转/分 N = 0	4.0	7.0	66.5 × 10 ⁴			
中 压 转 子	31 起动到n = 3000转/分 N = 30万瓩 后停机	17.5	45	8.59 × 10 ⁵	5.1	2.57	β = 33°40' 的单个 椭圆裂纹
	甩负荷至0% n = 3000转/分 N = 0	17.5	60	15.08 × 10 ⁵			

N_i, 则每循环一次所造成的损伤为1/N_i。

2. 各种等幅交变应力引起的损伤是相互自由的, 即是某等幅交变应力下的损伤——循环关系不受其他等幅交变应力的影响。

3. 等幅交变应力的损伤——循环关系不受应力次序的影响。如果已知转子每起动、停机一次循环中其它各种工况出现的次数则每起动、停机一次循环中对转子所造成的损伤为:

$$D = \frac{n_{起}}{N_{起}} + \frac{n_{甩}}{N_{甩}} \quad (5)$$

D 转子起动、停机一次循环引起的损伤。
N_起 为起动、停机等应力幅值作用的疲劳寿命。

N_{甩0} 为甩负荷至0%等应力幅值作用的疲劳寿命。

n_起 为起动的次数, 这里n_起 = 1。

n_甩 = n_{甩0} + n_{甩30} + n_{水击}, 为起动、停机一次

中出现的次数。

当转子的损伤达到100%时, 即破坏, 因而得:

$$\text{疲劳寿命} = \frac{1}{\frac{n_{起}}{N_{起}} + \frac{n_{甩}}{N_{甩}}} \quad (6)$$

根据(6)式计算转子的疲劳寿命, 必需知道每起动、停机一次循环中超速、甩负荷至0%, 甩负荷至30%和水击工况出现的次数。目前还没有这方面资料, 因此我们把各种工况都归结为引起损伤最大的起动、停机工况来计算, 其计算结果见表4-1。计算的几个主要伤区以52号伤区起动至满负荷后停机的寿命最短, 为2.43 × 10⁴次循环, 并以它作为整个转子的疲劳寿命。

参 考 资 料

- (1) “关于姚孟电厂1号机汽机转子缺陷的资料”
姚孟电厂汽机分场印刷1974年7月

- (2) “关于姚孟电厂1号机高中压转子重点伤区应力的计算报告”西安热工所、姚孟电厂。
- (3) “关于姚孟电厂1号机高中压转子热应力的计算报告”姚孟电厂、西安热工所。
- (4) “关于姚孟电厂1号机高中压转子振动应力的计算报告”力学研究所十二室
- (5) “转子温度与转速关系曲线”，姚孟电厂
- (6) 关于30万瓩汽轮机高中压转子缺陷分析的初步意见，力学研究所十二室1974年11月
- (7) ASTM E399—72中译文见力学研究所断裂力学资料之二“金属材料平面应变断裂韧度标准试验方法”1973年12月译。
- (8) 平面应变断裂韧度的简易测定装置，力学研究所十二室断裂力学组，1975年3月，力学研究所科研报告。
- (9) 用测 J_{1c} 的方法定中强度钢的 k_{1c} ，力学研究所十二室断裂力学组，1975年3月，力学研究所科研报告。
- (10) ASTM STP415
- (11) 30Cr2MoV的界限应力强度系数幅度 Δk_{1c} 的测定，力学研究所十二室断裂力学组疲劳组，1975年8月，力学研究所科研报告。
- (12) 《三菱重工技报》9 1，1972年中译文见太原重型机械学院《科技通讯》断裂力学译文专辑，P. 8—20
- (13) Sih G.C., «Handbook of Stress-Intensity Factors».
- (14) “Bulletin of the JSME” 13 59 635—642 (1972.5).
- (15) “Inter.J.of Fract.” 10 3 353—368 (1974.9).
- (16) “Inter.J.of Fract.Mech.” 7 3 301—316 (1971.9)
- (17) “Проблемы прочности” 1974年№3 45—50 (1974.3).
- (18) “Eng.Fract.Mech.” 6 2 361 (1974.