

つた結果、平均径の式がもつとも適用性があることがみとめられたが、他方厚肉鋼管の場合には肉厚方向の応力分布を無視することができない。この場合については現在国外、国内とも実験結果が不足しているが、現在までに発表された外国文献²⁾の一部を検討したところでは必ずしも十分とはいえないが平均径の式が割合よい結果を示している。つい最近発表された文献³⁾でも、英、米、ソ連の各種管状試験片によるクリープ破断の結果を整理検討したところ、管の寸法、鋼種、温度、時間によらず平均径の式がもつとも適用性があると報告されている。

V. 結 言

以上の実験結果をまとめると

- (1) 一軸クリープ破断の結果から薄肉管状試験片の内圧クリープ破断強度を推定する場合には、平均径の式を用いればもつとも良好な結果がえられる。
- (2) 破断部のクラックの状態は短時間破断の場合と長時間破断の場合では相当差がある。
- (3) 管の軸方向伸びはほとんど0である。
- (4) 円周方向伸びや破断部の組織については、一軸クリープ破断の場合とあまり変わらない。
- (5) この破断は主として接線方向応力の剪断成分により破断したもののようである。

文 献

- 1) 篠田, 倉貫, 玉田, 橘川: 鉄と鋼, 49 (1963) 10, p. 1555~1556
- 2) 例えば J. T. TOCKER, E. E. COULTER and L. F. KOOISTRA: Trans Met. Soc., Amer. Inst. Min., Met. & Pet. Eng., 82 (1960) 3, p. 465~476
- 3) W. B. CARLSON and D. DUVAL: Rept Brit elec & allied Inds Reseach Assoc, J(1962), T182, 1~20

(149) 肉厚鋼管の内圧高温ラプチャー強度について

神戸製鋼所, 中央研究所

工博 山本 俊二・○高橋 正道

Rupture Strength of Thick-Walled Cylinders Subjected to Internal Pressure at Elevated Temperature.

Dr. Shunji YAMAMOTO
and Masamichi TAKAHASHI.

I. 緒 言

ボイラーの超臨界化は、今日の発電界のすう勢を見れば明らかである。アメリカにおいては、すでに 246 kg/cm^2 , 538°C の蒸気条件がもつとも経済的なものとしてとりあげられており、わが国においてもすでに試作の段階に入った。

このような状況を考えるとき、その重要な構成材料たるスーパーヒーターチューブに、よりすぐれた鋼管を使用すると同時に、その設計式も合理的なものとしなければならない。ボイラー用スーパーヒーターチューブに関

する設計式としては、ASME Code があるが、十分正確なものとは言い難い。

本実験は、4000 気圧不活性ガス加圧式内圧高温ラプチャー試験装置を試作し、これによつて実寸に近いスーパーヒーターチューブの実際の最高使用温度におけるラプチャー試験を実施したもので、単軸ラプチャー強度をもとにしていろいろ考えられている鋼管のラプチャー強度計算式のいずれがもつとも妥当性があるかについて若干検討を行なった。

II. 試験材および試験装置

実際のスーパーヒーターチューブの強度を求めるため、当社製熱間押しにより得た $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管および 18-8Ti 鋼管を試験材とした。その化学成分、熱処理および常温引張性質を Table 1 および 2 に示す。

押し、冷伸後の鋼管の寸法は、いずれの鋼種も外径 34mm, 内径 13mm で、単軸ラプチャー試験片は肉厚のほぼ中央部より軸方向に採取した。内圧ラプチャー試験片は、素管の内外面を旋削して仕上げ、これにエンドストッパーを溶接して Fig. 1 に示すごときものとした。試験片の外径はいずれも 30mm 一定で、内径を変化させて外径/内径 = K を 1.2, 1.5, 2.0 の 3 種類の肉厚のものをそれぞれの鋼管について製作した。

内圧ラプチャー試験装置の全体の系統図を Fig. 2 に示す。この装置は大容量のアクキュレーター内に封入したアルゴンガスを水で加圧してガス圧を試験片鋼管に与えるもので、すべて自動運転しうようになっている。普通、内圧は水蒸気によつて与えているが、水蒸気のラプチャー寿命におよぼす影響などを考慮してアルゴンガスで加圧した。本装置の大きな特長は圧力の自動補正ができることと、噴出防止弁によつて破壊時のガスの噴出を遮断しうることである。ひずみの測定は、鋼管の中心を通る直線上の 2 点で、先端に小円板を取付けたステンレス鋼棒を鋼管に押し当て、その変位を差動変圧器を通じて指示せしめることによつて行なった。

試験方法は、まず試験片を炉内にセットしたのちアルゴンガスを流して十分空気を置換してのち昇温し、十分炉内温度が安定してから昇圧する。すなわち塞止弁をひらいて 100 kg/cm^2 のアルゴンガスを系内に封入し、リークのないことを確認したのち増圧機を運転して所定圧まで昇圧した。昇圧時間は 20~30 分である。試験温度は $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼の場合 550°C , 18-8Ti 鋼の場合 650°C とした。試験期間中、圧力は $\pm 5 \text{ kg/cm}^2$ の精度で一定値を保持した。この場合、試験片の膨脹による圧力低下はアクキュレーターの容量に吸収され、ほとんどなかつた。破壊後試験片を装置よりとりはずし、冷却してから、クラックの形状、伸びの測定および顕微鏡観察を行なった。

III. 実験結果および検討

Table 3 および Table 4 にそれぞれ $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管および 18-8Ti 鋼管のラプチャー試験結果を示す。また Table 5 に上記鋼管より採取した単軸ラプチャー試験片のラプチャー試験結果を示した。これらの結果を従来の各種計算方式の中から Tresca, Lame, Mean dia. の式によつて計算した値を応力-ラプチャー時間の両対数軸表示によつて、 $K=1.5$ の場合を Fig. 3 および

Table 1. Chemical composition and heat treatment of steels tested.

Steel	Chemical composition (%)										Heat treatment
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Ti	
2 ¹ / ₄ Cr-1Mo	0.10	0.29	0.56	0.014	0.016	0.13	0.06	2.22	1.04	—	920°C A.C., 720°C temper
18-8Ti	0.07	0.70	1.69	0.016	0.014	0.07	12.50	17.86	—	0.23	1170°C W. Q.

Table 2. Mechanical properties of steel tubes tested.

Steel	Yield strength (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
2 ¹ / ₄ Cr-1Mo	50.4	64.4	42.5	61.2
18-8Ti	17.7	53.2	81.3	60.1

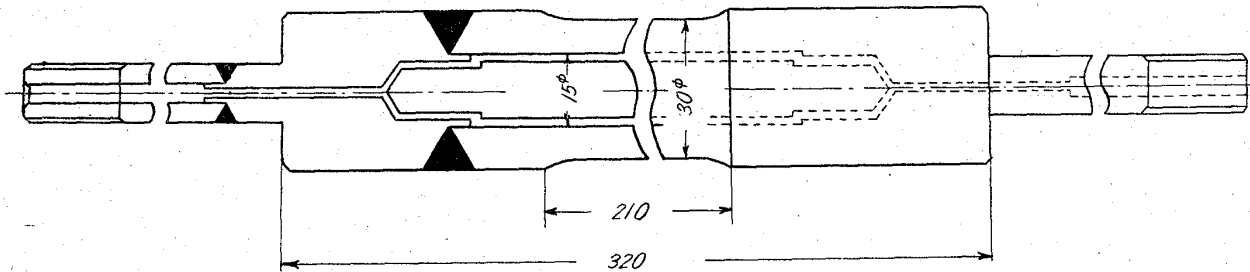


Fig. 1. Test cylinder for stress rupture test under Multiaxial stress (K=2.0)

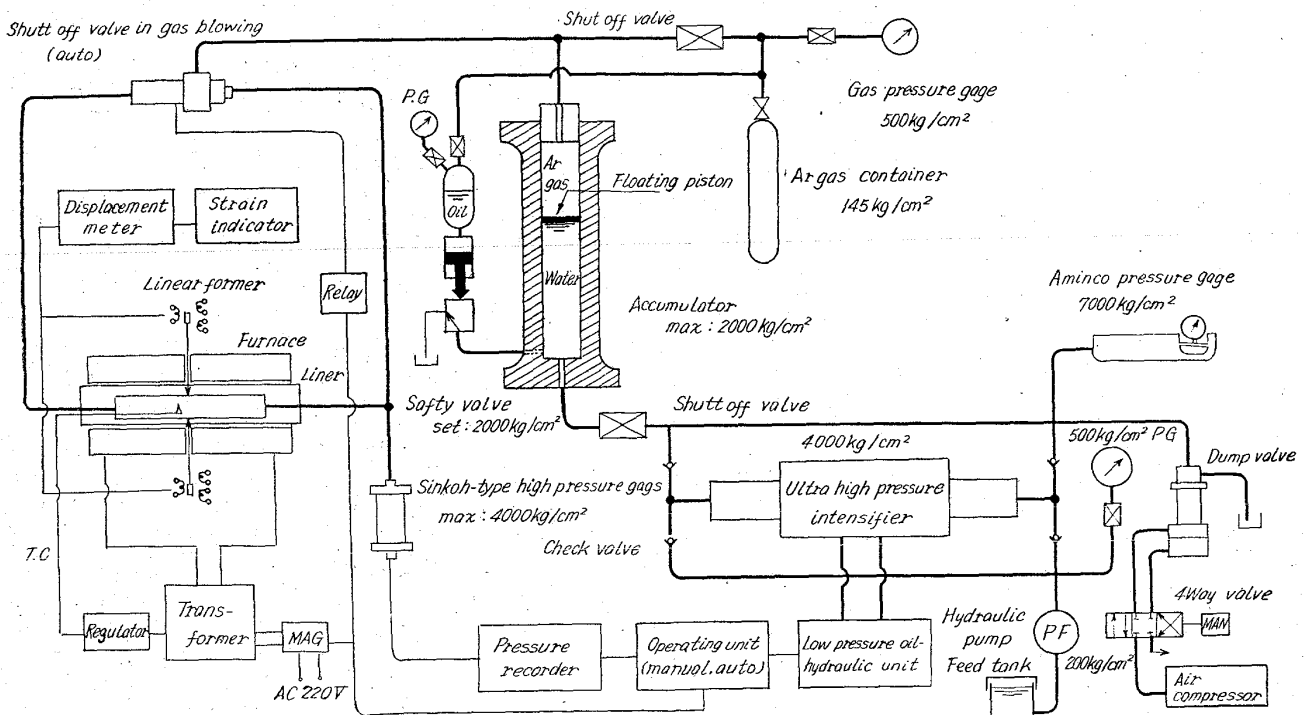


Fig. 2. Test equipment, flow diagram.

Fig. 4 に示した。また両図中に、従来当社で各種鋼管の常温内圧破壊試験から得られている実験式 (1) および (2) によって計算した値も示した。すなわち、鋼管の内圧破壊圧を P_B 、引張強さを σ_B 、外径/内径を K とすると、2¹/₄Cr-1Mo 鋼管の場合 (1) 式、18-8 系鋼管の場

合 (2) 式を実験的にえている。今回の計算では σ_B としてラプチャー強度をとった。

$$P_B/\sigma_B = 0.90 \ln K \dots\dots\dots (1)$$

$$P_B/\sigma_B = 0.83 \ln K - 0.022(K-1)^2 \dots\dots\dots (2)$$

単軸ラプチャー試験結果と鋼管の内圧ラプチャー試験

Table 3. Results of rupture tests on 2¹/₄Cr-1Mo steel cylinders subjected to internal pressure at 550°C.

Specimen No.	Dia. ratio <i>K</i>	Internal pressure (kg/cm ²)	Láme stress (kg/mm ²)	Mean dia stress (kg/mm ²)	Tresca stress (kg/mm ²)	Equation (1) stress (kg/mm ²)	Time to rupture (hr)	Circle elong. (%)
CX 1	1.996	1940	32.3	29.1	28.0	31.1	34.7	14.1
3	2.001	1680	28.0	25.2	24.3	26.9	164.3	18.9
4	1.995	1480	24.7	22.2	21.4	23.7	>600.0	—
CY 1	1.500	1080	28.1	27.0	26.6	29.6	53.1	11.1
2	1.500	960	24.9	24.0	23.7	26.3	147.5	15.7
3	1.499	880	22.9	22.0	21.7	24.1	233.7	11.0
CZ 1	11.97	460	25.5	25.3	25.2	28.1	27.5	14.7
2	11.93	413	22.9	22.7	22.7	26.4	65.8	7.2
3	11.94	380	21.1	20.9	20.8	24.3	119.8	17.5

Table 4. Results of rupture tests on 18-8Ti steel cylinders subjected to internal pressure at 650°C.

Specimen No.	Dia. ratio <i>K</i>	Internal pressure (kg/cm ²)	Láme stress (kg/mm ²)	Mean dia stress (kg/mm ²)	Tresca stress (kg/mm ²)	Equation (2) stress (kg/mm ²)	Time to rupture (hr)	Circle elong. (%)
SX 1	1.989	1400	23.3	21.1	20.2	24.5	38.8	5.7
2	1.984	1760	29.0	26.4	25.1	31.0	34	5.1
4	1.985	1200	20.0	18.0	17.3	21.0	>478	—
SY 1	1.500	920	23.9	23.0	22.7	26.8	9.4	5.0
2	1.496	740	19.3	18.6	18.3	22.0	437	12.5
3	1.498	1080	28.1	27.0	26.6	32.1	1.7	8.2
4	1.505	830	21.6	20.7	20.4	24.7	96	3.9
SZ 1	1.199	430	23.8	23.7	23.6	28.5	1.9	8.7
2	1.198	340	18.9	18.7	18.7	22.5	132	5.1
4	1.199	360	20.0	19.8	19.8	23.8	76.3	5.0

Table 5. Results of uniaxial rupture test. Material: 2¹/₄Cr-1Mo at 550°C

Specimen No.	Stress (kg/mm ²)	Time to rupture (hr)	Elong. (%)
6	33.5	2.6	—
1	28.9	17.8	33.3
2	24.5	97.2	35.0
3	23.2	171.4	33.3
4	20.2	417.5	31.0
5	18.5	1435.7	20.0

Material: 18-8Ti at 650°C

Specimen No.	Stress (kg/mm ²)	Time to rupture (hr)	Elong. (%)
6	31.5	1.7	25.0
1	27.7	11.0	16.0
2	23.7	117.8	18.7
3	22.4	139.1	20.0
4	19.8	297.8	20.7
5	18.1	633.0	19.3

結果は、Fig. 3 および Fig. 4 にその代表的応力-ラプチャー時間曲線として示した通り、本実験の範囲では、ラプチャー時間が 100 時間までは、従来常温で求められていた実験式 (1) および (2) が *K* の小さいときよく一

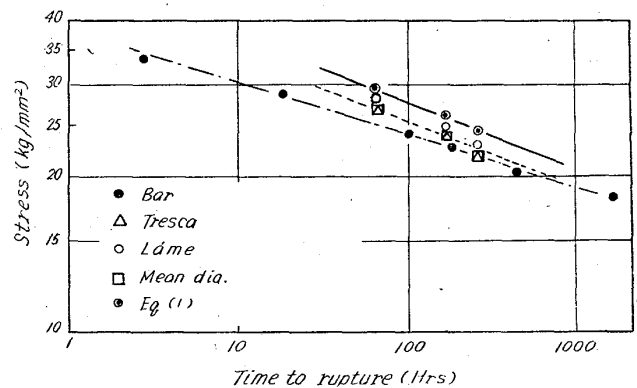


Fig. 3. Stress rupture curve for 2¹/₄Cr-1Mo cylinders (*K*=1.50, at 550°C).

致し、ラプチャー時間が長くなると Tresca または Mean dia の式があてはまる傾向にある。また *K* が大きくなると *K* の小さいものに比し強度の強くなる傾向が認められた。

Fig. 5 は、たて軸に P_i/σ_e (P_i : 内圧, σ_e : 各計算式による相当応力) を、よこ軸に $\ln K$ をとつて示したもので、ASME の boiler and pressure vessel code では高温の場合 Mises と Tresca の間に入る曲線となつているのに対し、本実験結果は Tresca と Mean dia の間の曲線を得た。本実験結果は比較的短

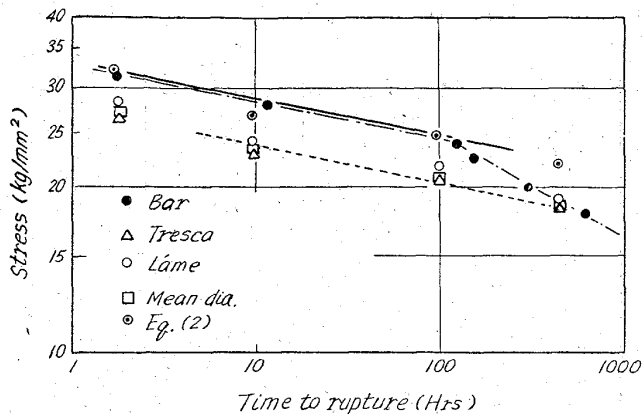


Fig. 4. Stress rupture curve for 18-8Ti cylinders ($K=1.50$, at 650°C).

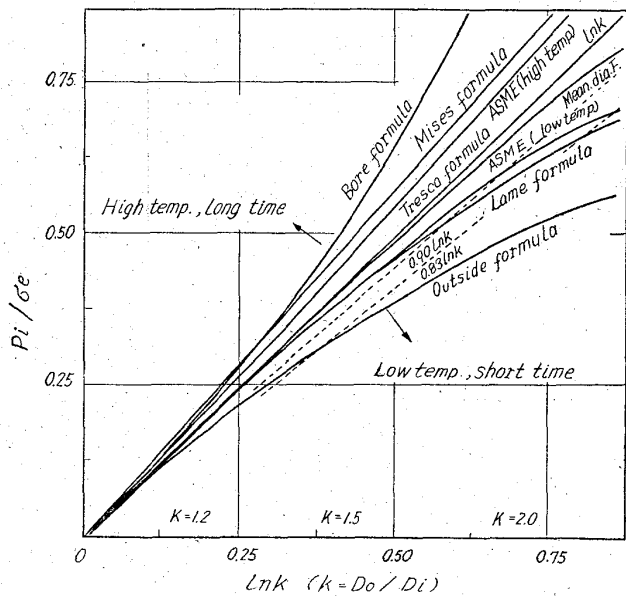


Fig. 5. P_i/σ_e vs. $\ln K$ curves by various theories.

時間の結果であるのでさらに長時間試験を行なつてこれらの相違を確認する必要がある。本実験で、ラプチャー時間が100時間以内のときは、常温試験でえた実験式がかなりよく一致した。このことはクリープの影響が比較的少ない範囲では、常温における関係式が適用もうと考えられ、ASME Codeの低温における関係式と対応できるのではないと思われる。このような考え方でASME Codeの低温の場合と比較すると、ASMEの場合には、Tresca ($\ln K$) と Láme の中間の曲線を示すのに対し、本実験では ASME 同様 Tresca と Láme の間の曲線ではあるが、 $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管は $0.9 \ln K$ で ASME と $K=1.8$ の付近で交わり、18-8Ti 鋼管は $0.83 \ln K$ で ASME より下側の曲線を示した。すなわち、本実験では鋼種によつて実験式が異なるのに対し、ASME Code では鋼種に関係なく同一の式を使用していることになる。

18-8Ti 鋼管、 $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管ともに、肉厚方向に対してほぼ 45° に割れを生じ、常温における厚肉円筒の破壊試験の場合と同様のことが多かつた。したがつて本

実験の範囲では破壊は最大剪断応力によるものと考えられる。しかし、中には 90° 近い角度をなして破壊しているものも、18-8Ti 鋼管ではみられ、そのときは円周伸びの値も比較的小さい。また一般に、時間の短いほど、破断時の円周方向伸びが大きいといわれているが、今回の実験では必ずしもそうともいえなかつた。また $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管の方が 18-8Ti 鋼管より2倍以上の円周伸びを示した。

クラックの発生は、18-8Ti 鋼管では内外面とも長手方向に多くのクラックを生じており、肉が厚くなるほど著しい。また内面のクラックの方が深さが大きく、おそらく内面より割れが生ずるものと推察された。 $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ 鋼管は、クラックの発生は認められなかつた。

IV. 結 言

4000 気圧不活性ガス 圧式内圧高温ラプチャー試験装置によつて $2\frac{1}{4}\text{Cr-1Mo}$ および 18-8Ti 鋼管の、実際の使用温度における内圧ラプチャー試験を実施し、次のとき結論を得た。

(1) 内圧を受ける厚肉円筒のラプチャー強度計算式には、長時間側では Mean dia. Formula もしくは Tresca Formula が適当であろう。

(2) 短時間の場合には、本文に示したとき実験式がよく適合する。

(3) 短時間破壊においては、厚肉円筒のラプチャー強度は薄肉円筒のそれより大きい。

その他上述 (3) の現象に対する説明およびクラックの進行状況などに関して当日報告する予定である。

(150) Cr-Mo-V 鋼の焼入性およびクリープ破断強度におよぼす各種元素の影響

日立製作所, 日立研究所 ○佐々木良一

The Influence of Alloying Elements on the Hardenability and Creep Rupture Strength of Cr-Mo-V Steel.

Ryoichi SASAKI.

I. 緒 言

1Cr1Mo1/4V 鋼は低合金鋼の中では高温強度がすぐれた材料として知られており、高温装置用部材として広く使用されている。タービン車軸用の C0.3% 付近の CrMoV 鋼について、高温強度におよぼす C, Mo, V, Ni の影響が調べられている¹⁾。しかし C が 0.2% 付近については、各種合金元素の含有量が標準組成付近で変動した場合に、どの程度高温強度に影響があるのか明らかでない。また一般に Al の使用は極度に制限されているが、高温強度におよぼす Al の影響は明らかでない。よつて CrMoV 鋼をベースとして、C, Cr, Mo, V および Al 量を変えて、焼入性および高温強度におよぼすこれら諸元素の影響を調べた。

II. 試 料

高周波溶解炉で CrMoV 鋼をベースとして 120~160 kg 溶解し、30 kg 鋼塊に分鑄した。分鑄の過程で C,