耐熱合金鋼 15-15N 厚肉円筒の高温における内圧破壊強度*

石 谷 清 幹** 忽 那 泰 章***

Bursting Strength of Thick-Walled Tubes of 15-15 N under
Internal Pressure at Elevated Temperatures

by

Seikan ISHIGAI

(Faculty of Engineering, Osaka University, Suita)

and Hiroaki KITSUNA

(Faculty of Engineering, Kobe University, Kobe)

In this report shown are the test results of short-time bursting of thick-walled tubes of a heat-resisting alloy, 15-15N, subjected to internal pressure at high temperatures up to 700°C. The diameter ratio of the test tubes are from 1.75 to 7. The experimental bursting pressures are compared with the estimated pressures by several well-known design formulae. The appearances of burst tubes are also examined. The results obtained are as follows:

(1) Among the formulae proposed for room temperature, the formulae by Manning and by MacGregor *et al.* are not quite applicable to the high temperature range in spite of tedious calculations.

(2) The experimental values yields a linear relationship in the ultimate pressure- $\ln(\text{diameter ratio})$ plots, and Faupel's formula gives a good agreement with the experimental results.

(3) The crack initiates at the inside tube wall and propagates toward the outer part to cause bursting of tube. The appearance of burst surface at the cross-section indicates cleavage or shear fracture for the tubes of small diameter ratio. For the tubes of larger diameter ratio the cleavage fracture produced at the inside surface transforms into the shear type which propagates along the outward logarithmic spiral direction from the top of a large cleavage crack.

(Received Oct. 31, 1972)

1 緒 言

熱機関はもとより、石油工業や化学工業、金属工業などにおける高温高压化の傾向は著しく、これに対処すべく新しい材料が開発されているが、それらの高温強度に関する研究はまだ不十分である。長時間高温高压にさらされる機器では、もちろんクリープが重要となってくるが、引張試験においても高温引張試験が重要なと同様に、厚肉管でもこの種の試験は必要であろう。従来常温における厚肉管の強度に関しては各種の強度計算式が提案され、それらは実験によって検証されてきた^{1)~9)}。高温においてもクリープ破壊を対象とした応力計算式が提唱されているが、それらは限られた温度や径比の範囲での実験で検証されているにすぎない^{10)~16)}。材質や温度ならびに径比が変わった場合、従来いわれてきたように平均径の式があてはまるかどうかは

疑問である。

ここでは試験温度と試験片の径比をいろいろ変えて高温での短時間の内圧破壊試験を実施した。また高温での引張試験とねじり試験も行なった。これらの結果により、常温用の強度計算式を高温にまで拡張使用した場合の妥当性について検討した。最後に内圧破壊させた試験片を観察して破壊様式についても調べた。使用した材料は超臨界圧ボイラ用として開発されたオーステナイト系超合金鋼15-15Nである。

2 試験材料および試験片

15-15Nは Fe-Cr-Ni 系合金の一つで、オーステナイトの安定化のため多少 Ni が多くなっており、さらに Mo, W, N その他の添加元素を加えて析出硬化による高温強度の向上をねらった合金である。その化学成分と機械的性質ならびに熱処理を Table I に示した。試験片として用いた素材は引抜管(公称内径×公称外径=3"/16×9"/16)と角鋼片(175 mm×150 mm×80 mm)の二種類である。いずれにも Table I

* 原稿受理 昭和47年10月31日

** 大阪大学工学部 吹田市山田上

*** 正 会 員 神戸大学工学部 神戸市灘区六甲台町

Table I. Chemical compositions, mechanical properties and heat treatment of 15-15N.

(a) Percentage compositions

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cb+Ta	W	N
0.09	0.58	1.66	0.013	0.024	15.28	1.34	14.95	1.10	1.56	0.075

(b) Mechanical properties at room temperature

Yield point (0.2% offset) (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (50 mm G L) (%)	Reduction of area (%)	Brinell hardness
30.5	63.6	51.6	62.8	181

(c) Heat treatment

Water quench from 1150°C

(c)の熱処理を施している。

高温における引張試験とねじり試験にはそれぞれ直径 6 mm と 7 mm の中実丸棒を用いた。内圧試験片としては Fig. 1 (a)(b)に示すような二種類の形状のものを使用した。(a)は引抜管から加工したもので、中央部の外径を削りとして所定の径比に仕上げた。(b)は大径比用に角鋼片から削り出したものである。これらの内

Fig. 1. Two types of test specimen for pressure bursting test at high temperature.

径はいずれも 4 mm であるが、外径は各径比に応じて Fig. 1 の表のように変えた。両試験片とも継手部分でのモレを防ぐため、60° 角のあたり面を設け、これにコーン継手をあてて袋ナットで締め付けた。(b)の場合には継手部分が電気炉内で高温となりゆるむため、モレが生じやすい。そこで袋ナットの部分を強制的に空冷してモレを防止した。

なお引抜管材と角鋼片の強度を比較するため、同一径比をもつ厚肉管を両素材から作り、常温において破裂試験を行なったが、差異は少なく、また両素材から引張試験片を切り出し、高温での引張試験を行なったが、両者における差異はほとんどないことが確かめられている。

3 実験装置および実験方法

装置の略図を Fig. 2 に示した。圧力媒体には水を使

用し、低圧油圧ユニットと組み合わされた 1 万気圧の増圧機を駆動して昇圧する。圧力変換器のひずみを静ひずみ計と圧力指示計で読みとって圧力を測定した。いっぽう温度を設定値に保持するため、炉心管内に C-A 熱電対を挿入し、温度制御器を通して電気炉電源を on-off 制御する。試験片表面の 4 箇所 C-A 熱電対を点溶接して温度を測定した。また試験片外径のひずみを測定するため電気炉と炉心管に半径方向の穴を 4 箇所設け、試験片の軸に垂直に二方向から石英ガラス棒を押しあて、この変位をダイヤルゲージにより測定した。試験片は軸方向には自由に伸縮できるように取り付けられている。

Fig. 2. Schematic diagram of apparatus for pressure bursting test at high temperature.

試験はつぎのような手順で行なう。まず密封水が蒸発しないよう 400 kg/cm² 程度加圧する。その後設定温度 (約 400, 500, 600, 700°C) になるまで徐々に加熱する。この際、水の体膨張で圧力が上昇しないように時々逃し弁から水を抜いてやる必要がある。設定温度に達したのち、低圧範囲で 200 kg/cm²、破壊に近い高圧範囲で 100 kg/cm² ずつ増圧し、外径のひずみ測定を行なう。そしてこの操作を破裂するまで継続する。昇圧しはじめてから破裂するまでに要する時間

は約30分である。

4 実験結果

前述のように試験片として二種類のものを用いたが、予備実験としてこれらの軸方向の温度分布を測定した。Fig. 1(a)の試験片の場合には冷却する必要がないので軸方向の変化は無視できるほどであったが、Fig. 1(b)の試験片では冷却によりかなりの温度分布が生じた。径比が5の試験片で設定温度が700℃と600℃の場合の例をFig. 3に示した。なお設定温度は左から二番目の熱電対の位置で決めている。そしてこの部分を試験対象部分とした。あとの試験片の観察によると、この部分で最も多く破裂が起きている。

高温での引張りとねじり試験では応力-ひずみ関係を得た。引張試験での引張強度と伸びおよびねじり試験でのせん断強度と破断時のせん断ひずみの温度に対する変化をFig. 4に示した。高温になるとこれらはいずれも低下する。ひずみ速度の影響を調べるため、700℃において降伏点をすぎたあとと毎分1.7%と17%の二種類のひずみ速度で引張試験を行なったが、引張強

Fig. 3. Examples of temperature distribution along axial direction of specimen having large diameter ratio.

Fig. 4. Tensile and torsional test results at various temperature levels. σ : ultimate strength, ϵ : elongation, τ : shearing strength, γ : shearing strain at fracture.

度における差異は 2.9 kg/mm^2 であった。内圧試験では1桁もひずみ速度が変わることはないので、この影響は少ないとみなすことができる。

高温での内圧破壊試験結果をFig. 5に示した。試験温度は図中の点が示すように正確に400, 500, 600, 700℃となっていないので、この図のように実験点をなめらかな曲線で結び、これが各温度のレベルの垂直線と交わる点をもって上記温度での破壊圧力とした。このようにして得た破壊圧力と径比の関係を温度をパラメータとして示したのがFig. 6である。高温になると、400℃でも常温よりかなり強度は低下し、この傾向は径比が大きくなるほど著しい。以上の各破壊試験片に対しては破壊圧力だけでなく、破壊にいたるまでの圧力と外径におけるひずみをも実測した。その例がFig. 7とFig. 8である。これによれば破壊圧力に近くなると圧力を増加させた場合、ひずみ増加がみられ

Fig. 5. Pressure bursting test results on ultimate pressure vs. temperature diagram. The parameter is the diameter ratio.

Fig. 6. Ultimate pressure vs. diameter ratio. The parameter is the temperature.

Fig. 7. Variation of diametral strain of tubes by pressure (test temperature is 700°C).

Fig. 8. Variation of diametral strain of tubes by pressure (test temperature is 500°C).

たりみられなかったりして外径ひずみは不連続に増加して破裂にいたることがわかる。

5 各種の設計基準式について

厚肉管の強度を簡単な引張試験やねじり試験から見積るための多くの式が提案されている。これらは常温用の強度計算式と高温用のクリープ破壊を対象とした応力計算式に大別することができる。前者はすでに各種の材料で広範囲の径比にわたっての実験により確認されてきているが、後者に対しての実験はまだ不足している。

常温用の強度計算式を Table II に示した。常温における多くの実験結果によると、Manning 式がかなりよくあうことが確かめられている^{4)~9)}。またより簡便な設計式としては Faupel の式が推奨されている¹⁷⁾。これらの式の右辺の特性値に高温での引張試験やねじり試験から得られた値を代入することにより高温用にも拡張することができる。Fig. 7 と Fig. 8 には Manning と MacGregor らによる理論曲線を示している。この曲線の最高値が理論的な破壊圧力を与える。各種の強度計算式による破壊圧力と径比の関係を実験値と比較して Fig. 9 に示した。Manning の式は 400°C を除いて安全側にずれる傾向をもち、常温の場合ほど良好な結果を示さない。また MacGregor らの式がどの温度に対しても危険側にずれるは常温の場合と同様であ

Table II. Formulae for predicting ultimate pressure of thick-walled tubes at room temperature.

No	Formulae	Expressions
1	Manning	$p = 2 \sum_{r=a}^b \frac{\tau}{r+u} d(r+u)$
2	MacGregor <i>et al</i>	$p = \frac{2}{\sqrt{3}} \sum_{r=a}^b \frac{\sigma}{r+u} d(r+u)$
3	Mean diameter	$p_u = 2 \frac{K-1}{K+1} \sigma_u$
4	Lamé	$p_u = \frac{K^2-1}{K^2+1} \sigma_u$
5	Turner	$p_u = \sigma_u \ln K$
6	Wachi (SUS 27)	$p_u = 0.796 \sigma_u \ln K$
7	Nadaï (1)	$p_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_u \ln K$
8	Marin-Rimrott	$p_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sigma_u}{1+\epsilon_u} \ln K$
9	Faupel-Furbeck	$p_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_y \left(2 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \right) \ln K$
10	Nadaï (2)	$p_u = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}} n \left(1 - \frac{1}{K^{2n}} \right)$
11	Bailey-Nadaï	$p_u = \frac{\sigma_u}{2n} \left(1 - \frac{1}{K^{2n}} \right)$
12	Svensson	$p_u = \sigma_u \left(\frac{0.25}{n+0.227} \right) \left(\frac{e}{n} \right)^n \ln K$

Where, p Internal pressure,

p_u Ultimate (maximum) pressure,

r Radius, u Displacement at r ,

a Inner radius, b Outer radius,

K Diameter ratio ($=b/a$),

τ Shear stress, σ True tensile stress,

σ_u Tensile strength,

σ_y Yield point (0.2% offset),

ϵ_u Elongation, n Strain hardening exponent.

る。実験値は Fig. 9 の (破壊圧力)- $\ln$ (径比) のグラフ上ではほぼ直線上にのり、Faupel & Furbeck の式が広範囲にわたって良好な結果を示すことが認められる。平均径の式は危険側にでる傾向をもち、Lamé の式は小径比ではかなりあうが、径比が大きくなると安全側にずれる。Fig. 9 では省略しているが、和智の式は 700°C では実験値に近いが、その他の温度レベルでは Faupel の式ほど合わない。

以上のように各種の設計基準式を実験値と比較検討してみた結果、本試験のような短時間の破壊に対しては常温用に提唱されている Faupel & Furbeck の式が高温に対しても実験値とよく一致することが認められた。

6 破壊様式について

厚肉管の破壊挙動を知ることは安全対策上からもまた力学的考察上からも重要である。常温における厚肉管の破壊試験では材料によって内面から破壊するものや外面から破壊するものが認められている^{7)~9)18)}。筆者らの試験ではいずれも内面からはじまっていた。いっぽう高温のクリープ破壊試験では外面から破壊が発生するという報告が多く、また内面から発生したという報

Fig. 9. Comparison of various formulae for room temperature with experimental results.

告もあり、明確なことはわかっていない。²¹⁾ここでは従来よりも大径比の試験片を用いてその破壊の様子を調べてみた。高温になると常温の場合よりも局所的な変形が大きくなる。Fig. 10 に径比が5の場合の各温度レベルにおける試験片の外観を示した。破壊は Fig. 3 の左から二番目の熱電対の近くで生じている。割れ目は軸方向にはあまり進展していない。破壊開口部近くの外表面には細かいシワのようなクラックがみられる

Fig. 10. Outside view of tested tubes (diameter ratio is 5).

が、これは破裂には寄与していないことが断面の観察からわかる。破裂させた試験片のすべてを破裂部分中央で切断し、破壊の様子を調べた。径比が小さい場合にはへき開破壊したものやせん断破壊したものがみられたが、径比が大きくなると巨視的には常温の低炭素鋼に似た対数らせんをしたすべり線に沿った破面をもつようになる。径比が7で600°Cの場合を Fig. 11 に示した。内面にはへき開破壊により生じたクラックが多数みられ、それらはV字形に成長している。これらのうちの最大ものの先端からせん断破壊に移行して破裂が生じている。Fig. 11 をさらに拡大したのが Fig. 12 である。V字形のクラックの破面は非常になめらかとなっており、同じへき開破壊といっても細かくみればギザギザに進展していた常温の場合と相違している。温度が400°Cになるとへき開破壊の部分は Fig. 13 に示すようにやや常温に近づいた様相を呈するが、へき開とせん断破壊が組み合わされて破裂することには変わりがない。Fig. 7 と Fig. 8 の実験点によれば、圧力を上昇させた場合に不連続に外径ひずみが増加する現象がみられたが、これは内面のV字形のへ

Fig. 11. Example of bursting surface at the cross-section (diameter ratio is 7 and test temperature is 600°C).

Fig. 12. Magnification of bursting surface in Fig. 12.

*1 ここでへき開破壊とは主応力軸の一つである円筒の接線方向と直角にクラックが進むことをいい、せん断破壊とはほぼ45°の角度でクラックが進むことをいう。

Fig. 13. Example of bursting surface at the cross-section (diameter ratio is 7 and test temperature is 400°C).

き開クラックの成長と関係があるのではないかと推測される。

以上のように 15-15N 材料からなる厚肉管の破壊は高温での短時間試験においてもやはり内面から発生していることが認められる。そして大径比の管の破壊は、まず内面にV字形をしたへき開クラックができ、これがある大ききまで成長するとその先端からせん断破壊に移行して生じる。

7 結 論

広範囲の径比からなる耐熱合金鋼 15-15N 厚肉円筒の高温での内圧破壊試験の結果、つぎのようなことが明らかとなった。

(1) 常温用に提唱されている式を高温に適用した場合、Manning の式や MacGregor の式は複雑な計算にもかかわらず良い結果を与えない。

(2) 実験値は (破壊圧力) $\cdot \ln$ (径比) のグラフ上でほぼ直線となり、Faupel & Furbeck の式が最もよく合う。

(3) 破壊は内面からはじまり、これが外面に進展して破裂するが、小径比ではへき開またはせん断破壊が生じ、大径比では内面にてへき開破壊を生じそれがある大きさに達したのち対数らせんをしたすべり線に沿ったせん断破壊に移る複合した破壊が生じる。

終わりに本研究を遂行するにあたり試験用材料を提供していただき、写真撮影などでもお世話になった日本鋼管会社ならびに同社技術研究所の諸氏に深く謝意を表します。また実験に協力された当時大阪大学大学院生加治増夫君 (現大阪大学工学部)、山崎正志君 (現

パプコック日立) ならびに学部学生桂田重穂君 (現三菱電機)、岡田邦明君 (現日立金属) の諸君にも謝意を表します。

(昭和47年10月6日 第11回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) Manning, W. R. D., Engineering, **159**, 101, 183 (1945).
- 2) MacGregor, C. W., *et al.*, J. Appl. Phys., **19**, 291 (1948).
- 3) Svensson, N. L., J. Appl. Mech., **25**, No. 1, 89 (1958).
- 4) 和智重勝, 富安喜久司, 機械学会論文集, **28**, No. 185, 55 (1962).
- 5) Marin, J., and T. L. Weng, ASME Paper, 62-WA-227 (1963).
- 6) 石谷清幹ほか4名, 機械学会論文集, **34**, No. 226, 1674 (1968).
- 7) Crossland, B., and J. A. Bones, Engineering, **179**, 80 (1955); **179**, 114 (1955).
- 8) Crossland, B., and J. A. Bones, Inst. Mech. Engr., 777 (1958).
- 9) Jorgensen, S. M., Trans. ASME, Ser., B, **82**, No. 2, 103 (1960).
- 10) Burrows, W. R., *et al.*, Trans. ASME, **76**, 427 (1954).
- 11) 平 修二, 大谷隆一, 機械学会誌, **68**, No. 562, 1560 (1965).
- 12) 小寺沢良一, 高圧力, **3**, No. 4, 497 (1965).
- 13) Kooistra, L. F., *et al.*, Trans. ASME, **74**, 783 (1952).
- 14) Tucker, J. T., *et al.*, Trans. ASME, **82**, 465 (1960).
- 15) Vorhees, H. R., *et al.*, Indust. Engng. Chem., **48**, 872 (1956).
- 16) Davis, E. A., Trans. ASME, **82**, 453 (1960).
- 17) 鵜戸口英善, 岡村弘之, 高圧力, **3**, No. 3, 476 (1965).
- 18) Uebing, D., B. W. K., **13**, No. 12, 537 (1961).
- 19) Taira, S., R. Koterazawa, and R. Ohtani, Proc. 8th Japan Congress on Testing Materials, 53 (1965).
- 20) Ohnami, M., and Y. Awaya, Proc. 6th Japan Congress on Testing Materials, 61 (1963).
- 21) Wellinger, K., and D. Sturm, B. W. K., **21**, No. 8, 395 (1969).