

般に規定されている値は各鋼種ともあまり差がなく8000~8100 kg/mm²程度³⁾にしているものが多く線径別に分類したものは少ない⁴⁾。本実験における横弾性係数値は8150~8300 kg/mm²弱と若干高目であり、船舶規格のものとはほぼ一致している。厳密には鋼種および処理方法(線径にもよる)を考慮して横弾性係数値を明らかにすることが必要であると考えられる。

横弾性係数値のばらつきは Fig. 3 に示したように $\sigma = 100 \text{ kg/mm}^2$ 前後であるが試料有効長の長いほどばらつきが少ない傾向がありチャック内へのすべり込み長さによる有効長の変化が影響していると考えられる。

ねじり速度による同一材料の横弾性係数値の相違については歪速度および熱影響などを考慮すべきであろう。

本実験における歪速度は 0.008~0.25 rad./min と非常に小さく、また試験片の発熱は表面接触温度計によれば 30°C~50°C で 2.0 rev./min の方が 0.5 rev./min のものより平均して 13°C 程度高くなっている。

4.3 横弾性係数値 (G) の修正

試料有効長の短いほど G 値およびねじり弾性限が低下していることには問題がある。材料が均質であると仮定すると Hooke の法則が $T-\theta$ 曲線よりなりたつから、 γ (ねじり歪) $=r\cdot\theta/l$ (r : 線半径, θ : ねじれ角, l : 試料有効長) なる関係があり、試料有効長に関係なく θ/l (単位長さ当たりのねじれ角: θ) は一定となるはずである。また、このことからねじり応力 (τ) は $\tau = G\cdot r\cdot\theta$ の関係がなりたつ。 $r\cdot\theta$ が一定であれば直線部での τ は G に比例するから試料有効長の短いほど横弾性係数値が低いとすれば τ 低くもなり、材料の強度が低下したことになる。しかし本実験条件のように熱影響の少ない条件では材料強度の低下は生じないはずである。したがってねじれ角が一定となるべきであり、横弾性係数も試料有効長に影響されないことになる。各試料有効長の $T-\theta$ 曲線における直線部の単位ねじれ角は試験前の試料有効長が試験中も変化しないと仮定すれば一定値となるべきであるから、ある一定トルクにおける単位ねじれ角を $T-\theta$ 曲線の直線部より測定し、その相違を検討して修正をほどこすことにより真の横弾性係数値が得られるはずである。単位ねじれ角が試料有効長の短いほど大きいと本実験における実測値のようになり、真の有効長で計算されていなかったことになる。すなわちチャック内へのすべり込みによる試料有効長の変化を無視した結果実測値の上昇曲線となつたものである。各試料有効長による単位ねじれ角の $T-\theta$ 曲線よりの実測平均値(各条件の測定数10)は短有効長ほど単位ねじれ角が大きく、チャック内へのすべり込みの影響が大きいことを示している。これらから試料有効長 400 mm を基準としてすべり込みの長さを計算すると 3.7~4.3 mm であり、試験後の実測値でも試料長さによらず約 4 mm のすべり込み量が認められた。チャック内へのすべり込みはねじり試験初期にすでに生じており横弾性係数に影響を与えているといえる。

このすべり込み量を修正値として再検討した結果はほぼ直線関係がなりたち横弾性係数値およびねじり弾性限の低下はすべり込み長さの与える有効長への影響と考えられる。

5. 総 括

本実験に使用したねじり試験機での横弾性係数値の測定結果について総括すれば次のようなことがいえよう。

(1) ピアノ線 2.0 mm (減面率80%) の横弾性係数値は約 8270 kg/mm²、炭素鋼オイルテンパー線 2.0 mm (900°C 加熱→油焼入れ→500°C 焼戻し) の横弾性係数値は約 8200 kg/mm² となる。

(2) ねじり速度により横弾性係数値は両供試材料とも 30~50 kg/mm² 程度の相違があり、ねじり速度の遅い方が高い値を示す。

(3) 本方法によるねじり試験機では鋼線のねじり有効長の変化が横弾性係数値に影響をおよぼしている。したがって本型式の試験機ではチャック内へのすべり込みを防止するか、あるいは試験材料に適した修正項を定めておけば真の横弾性係数に近い値が得られる。

以上鋼線でのねじり試験、とくに横弾性係数測定に関する試験機と試験方法を測定結果の分析と合わせて報告した次第である。

文 献

- 1) M. I. TSCHAJEWSKI: Microtecnica, 18 (1964) 4, p. 192, 193
- 2) 湯浅: 材料力学, 上巻, コロナ社 (1956), p. 240 p. 260
- 3) JIS B-2704 (1962), 円筒コイルバネ設計基準
NICHOLAS P. CHIRONIS: Spring Design and Application McGraw-Hill (1961), p. 313
石原: コイルバネ, 養賢堂 (1964), p. 21
- 4) JIS F-0503 (1960), 船舶機関部コイルばね

高圧配管用高張力鋼鋼管としての HS2 および HS6 について*

住友金属工業中央技術研究所

工博 伊藤 慶典・岡田 隆保

〃 鋼管製造所

竹田 進・川野和男・湯沢 浩

The Properties of High Tensile Strength Steel Pipes, HS2 and HS6, for High Pressure Service

Dr. Yoshinori ITO, Takayasu OKADA
Susumu TAKEDA, Kazuo KAWANO and
Hiroshi YUZAWA

1. 緒 言

最近の化学工業における製造装置関係の高圧化および大容量化に伴い、それに用いられる鋼管も大径厚肉化が要求されている。しかし従来の STS (JIS: G3455) 相当の材料では強度的にも不十分であり、さらに溶接継手が主体をしめている現在、これらの要求をみたすために STS 材より、さらに高強度でかつ溶接性の良好な鋼管が必要となる。この種の鋼管は大径厚肉のため調質処理が難しく、焼ならしまたは焼ならし焼戻しの工程によ

* 第73回講演大会にて発表 講演番号 226 昭和42年5月10日受付

らざるを得ない。今回これらの用途に適する鋼管として肉厚 25 mm 以上で、非調質で引張強さ 50 kg/mm² 級として HS 2, 60 kg/mm² 級として HS 6 という高張力鋼鋼管を開発し現在製造を行なっているの、その開発時に行なつた鋼管諸性質の試験結果を報告する。

なお HS 2, HS 6 は HPI (高圧配管用高張力鋼鋼管規格) にそれぞれ HWT34, HWT42 B として定められているものである。

2. 供試鋼管

HS 2 は Mn 鋼で寸法は 130φ mm × 25 mm t, 267φ mm × 35 mm t, 277φ × 50 mm t で 900°C 焼ならし処理により引張強さが 50 kg/mm² 級となること、HS 6 は Mn-Cr-Mo 鋼で寸法は 130φ mm × 25 mm t, 267φ mm × 35 mm t で 900°C 焼ならし、650°C 焼戻しにより引張強さが 60 kg/mm² 級となることを目標に製造されたものである。供試管の成分および社内目標値を Table 1 に示す。

なお製管方法は肉厚 25 mm の管はマンネスマン方式 35 mm 以上の管はエルハルト方式によるものである。

3. 試験結果

3.1 管の性質

管の目標としている強度規格および実際の試験結果を Table 2 に示す。HS 2 は引張強さ 57 kg/mm² 以上、

降伏強さ 37 kg/mm² 以上、HS 6 は引張強さ 67 kg/mm² 以上、降伏強さ 50 kg/mm² 以上で目標規格に対して余裕のある強度を示しており、寸法による差もみられない。横方向、縦方向の比較では横方向の伸びが多少低い値を示している。切欠性質は縦方向で、HS 2 は vEo=20 kgm 前後、HS 6 は vEo=16 kgm 前後であるが、横方向では約半分程度の値となる。しかしいずれも衝撃性質としては良好な値である。

管横断面のマクロ組織およびサルファプリント組織は良好で偏析その他の欠陥はなかつた。顕微鏡組織は HS 2 については、フェライト-パーライト組織、HS 6 についてはフェライト-焼戻しベイナイト組織であつて、成分熱処理から予想される組織である。

高温における引張性質を 267φ mm × 35 mm t 管について Fig. 1 に示す。使用温度と考えられる 200°C ~ 300°C での強度低下はあまり大きくなく、十分使用に耐えうる性質を有している。

管寸法によつては冷間曲げ加工を行なう場合も考えられるので歪時効試験を行なつた。15φ mm の試験片について、5~20%の冷間圧延を施した後 250°C で 1hr 加熱し衝撃性質を調べた。5%程度の加工では HS 2 で vEo=17.2 kgm, vTE=-24°C, HS 6 で vEo=7.8 kgm, vTE=+3°C と多少性質は低下するが使用上問

Table 1. Chemical composition. (%)

Material	Size (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo
HS 2	130φ × 25 t	0.21	0.24	1.41	0.015	0.008	0.08	—	—
	267φ × 35 t	0.21	0.24	1.41	0.015	0.008	0.08	—	—
	277φ × 50 t	0.22	0.31	1.40	0.017	0.006	0.06	—	—
	Spec.	0.18~0.22	0.10~0.35	1.10~1.50	≤0.035	≤0.035	≤0.20	—	—
HS 6	130φ × 25 t	0.22	0.31	1.21	0.021	0.008	0.09	0.85	0.32
	267φ × 35 t	0.22	0.31	1.21	0.021	0.008	0.10	0.86	0.31
	Spec.	0.18~0.23	0.10~0.35	0.90~1.30	≤0.035	≤0.035	≤0.20	0.70~1.10	0.30~0.40

Table 2. Tensile impact and flattening properties.

Material	Size (mm)	Tensile properties			Impact properties		Flattening properties $H = \frac{(1+e)t}{e+t/D}$ $e = 0.07$ (JIS)	
		Tensile strength (kg/mm ²)	Yield strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	vEo (kgm)	vTE (°C)		
HS 2	130φ × 25 t	L	57.5	39.4	34	23.7	-60	OK
	267φ × 35 t	L	57.1	38.8	34	23.5	-48	OK
		T	57.7	37.3	23	12.5	-26	
	277φ × 50 t	L	60.0	39.6	32	18.8	-42	OK
T		60.7	41.0	28	10.7	-22		
Spec.	L	53~65	≥34	≥23	≥7.0	—	JIS OK	
HS 6	130φ × 25 t	L	67.2	50.0	26	15.3	-16	OK
	267φ × 35 t	L	68.2	51.7	25	16.5	-22	OK
		T	69.1	53.2	21	8.9	-12	
	Spec.	L	60~72	≥42	≥20	≥5.0	—	JIS OK

L : Longitudinal direction

T : Transverse direction

Table 3. Tensile and impact properties of welded joint.

Material	Size (mm)	Post heat- treatment	Tensile properties				Impact properties (bond)		
			Specimen	Tensile strength (kg/mm ²)	Yield strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	vE ₀ (kgm)	vT _E (°C)	
HS 2	267 φ × 35 t	AW	A B	57.4 62.5	35.5 —	19 —	BM BM	13.3	-20
		SR	A B	55.4 57.2	35.5 —	27 —	BM BM	16.8	-17
HS 6	267 φ × 35 t	AW	A B	66.1 67.3	49.0 —	20 —	BM BM	17.0	-31
		SR	A B	64.3 65.0	46.6 —	20 —	BM BM	17.3	-27

(Specimen) A : JIS Z 2201 No 5 B : JIS Z 3121 No 3 AW : As welded SR : Stress relieved
BM (Base metal) Location of failure

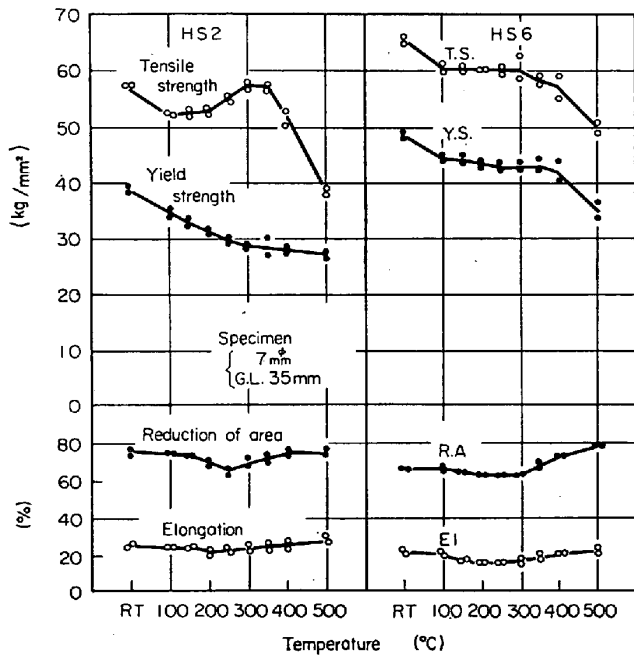


Fig. 1. Tensile properties at elevated temperature. (267 φ mm × 35 mm t)

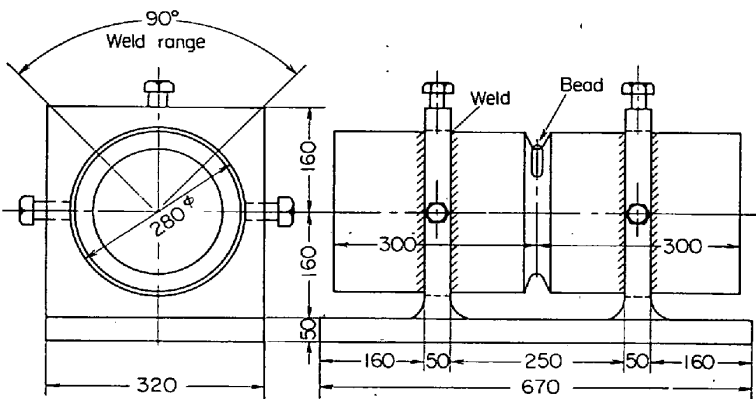


Fig. 2. Rigid restraint weld cracking test of pipe.

題はないと判断される。加工度が大きくなるにつれ劣化の度合は著しいが、600~650°C の焼鈍によりじん性は回復され、加工前の性質に近づく。

3.2 溶接継手の性能

管の周継手溶接を行ない、継手部の引張性質、曲げ性質、カタサ、切欠性質などの検討を行なった。開先は衝撃性質の場合のみ L 型開先とし、その他は U 開先とした。溶接の際は第 1 層は TIG 溶接とし芯線としては、HS 2、HS 6 いずれの場合も HCKS-Ar(0.5%Mo鋼) を用い、第 2 層以上は、HS 2 では D5516、HS 6 では D6016 の被覆アーク溶接棒を用いた。この場合、予熱温度は HS 2 で 100°C、HS 6 で 200°C とした。後熱処理としては溶接ままおよび応力除去焼鈍を行なった。焼鈍温度としては HS 2 は 600°C、HS 6 は 625°C とした。溶接継手部の引張性質およびボンド部の衝撃性質を 267 mm φ × 35 mm t 管の場合について Table 3 に示す。引張における切断位置はいずれも母材部であり、溶接継手の強度が十分であることが確かめられた。ボンド部の衝撃性質も良好で溶接による脆化はみられず、10 kg m 以上の衝撃エネルギーを示している。

溶接部の溶接ままのカタサは HS 2 で Hv230 以下、HS 6 で Hv 335 以下を示しているが、応力除去焼鈍により、HS 2 Hv 200 以下、HS 6 Hv 300 以下に低下

する。また溶接部について幅 9.5 mm の試験片を切り出し曲げ半径 19 mm で側曲げを実施したが、いずれも欠陥は認められなかった。

溶接継手部を室温~500°C の範囲で引張試験を行なったが、管における高温強度と比較してほとんど差はみとめられず、良好な継手強度を示した。また応力除去焼鈍によっても強度の低下は 1~2 kg/mm² であつた。

3.3 U 開先拘束割れ試験

溶接において問題となるのは、溶接時における拘束割れである。鋼管における拘束割れ試験は従来から実施されていないので、Fig. 2 に示すような拘束治具を用い、267 φ mm × 35 mm t 管を拘束し U 開先底部において第 1 層 TIG、第

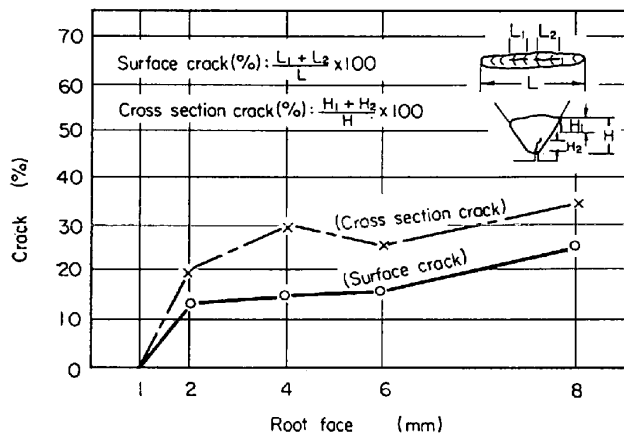


Fig. 3. Effect of root face height of HS2 277 ϕ \times 35t on the rigid restraint weld cracking.

2層被覆アーク溶接棒による2層盛りを行なった。この場合ルート面距離 0.5~0.7 mm, ルート長さ 0.8~1.2 mmとした。予熱温度は HS 2 では室温~100°C, HS 6 では室温~200°Cとし、溶接後 48hr 放置した後治具から取り出し、溶接部の割れを調べた。その結果ビード表面および溶接部断面について、いずれの溶接条件でも割れはみとめられなかった。

このため、割れを生じさせる試験方法を確立する目的で、拘束間隔を 250 mm から 100 mm と変更し、さらにルート面長さを 1 mm から 8 mm まで変化させ、溶接ビード部に生ずる拘束力をさらに大きくした。この方法により、HS 2, 267 ϕ mm \times 35 mm t について実施した結果を Fig. 3 に示す。ルート面長さ 1 mm の場合は割れの発生はみられないがルート面長さが大きくなるにしたがって割れ発生率は増大する傾向がみられる。割れは主として溶接熱影響部に発生していることが認められる。この結果より実際の溶接の場合、ルート面の管理を十分に行なうことが必要であることが判明した。さらに鋼管の拘束割れ試験の1つとして、この方法を採用しうる可能性が得られた。

3.4 耐水素性

本材料は化学工業用に用いられるため、使用中水素の影響を受ける場合がある。この影響を検討するため、使用温度と考えられる 200°C および 300°C において H₂ 200 気圧の雰囲気中で 200hr の保持試験を行なったが、異常はみとめられなかった。さらに高温度、高圧力の雰囲気中で試験を行ない耐用性を検討する計画である。

4. 結 言

高圧配管用高張力鋼鋼管としての HS 2, HS 6 の諸性質について報告したが、いずれも目標とする強度を満足しており、溶接性も良好で高圧配管用鋼管として十分使用しうるものと判断される。溶接後の応力除去焼鈍については、著しい性質の向上はみられないが、厚肉管であること、高圧装置などの重要な箇所にも用いられることなどからやはり、実施することが望ましいと考える。

なお今後とも基礎面、実用面で本材質について、さらに検討を進めていく考えである。

高温高压下のアンモニア瓦斯による鋼の脆化について*

八幡鋼管, 研究部

工博 向江協公雄・稲垣 博巳
大島 弘・井尾 紀夫

Embrittlement of Several Steels in High Temperature and High Pressure Ammonia

Dr. Kimio MUKAEWAKI, Hiromi INAGAKI
Hiroshi OSHIMA and Norio Ito

1. 緒 言

アンモニア合成触媒塔における鋼管の破損事故はかなり古くから経験されており、これに関する報告も少なくない^{1)~4)}。アンモニア合成法は Claude, Casale, Fau- ser, NEC 法など多岐にわたるが、いずれも高温高压でかつ NH₃, N₂, H₂ の3者が共存するため水素浸食および窒化が同時に起こる。したがって触媒塔用材料としては、この両者に耐えうる材料を選ばねばならぬが、現在のところこれを満足する実用的な材料はなくオーステナイト系ステンレス鋼が最適な材料とされている。しかし、これも絶対的なものでなく、経済的かつ耐食性のある材料の開発が要望されている。J. J. MORAN²⁾は Haber Bosch 転化炉中で 3.3year にわたりプラントテストを行ない、高ニッケル合金がすぐれた抵抗性を有することを報告している。また、D. W. McDOWELL³⁾は Casale 転化炉中で試験を行ない、Haber Bosch 炉よりも窒化がはげしかつたと述べている。われわれも触媒塔鋼管用適材を見出す目的で現在実用炉による試験を進めているが、ここではその予備実験として Haber Bosch 転化炉中で 2, 3 の鋼種について試験した結果を述べる。

2. 供試材および試験条件

試験に供した鋼種をその化学組成とともに Table 1 に示す。高 C-25Cr-20Ni 鋼 (C 0.36%) を除きいずれも鍛造材より寸法 3 \times 12 \times 88 mm の試料を切り出し試験に供した。高 C-25-20 鋼は遠心鑄造管より試料を採取した。オーステナイト系ステンレス鋼は 1050°C で 10 min 固溶化処理後空冷、他は 900°C より 500°C まで炉冷後空冷したものについて合成触媒中に埋め約 120 day 間試験した。試験条件の概略を示すと、温度は 530~580°C, 圧力は 300 kg/cm², 瓦斯の組成は NH₃ 10 mol%, N₂ 23%, H₂ 67%, CH₄ 若干, Ar 微量、また流量は標準状態に換算して 15000m³/hr である。なお試験後脱炭ならびに窒化の程度を顕微鏡および化学分析により検討した。また電子線回折により窒化物を調べた。

3. 試験結果とその検討

上にも述べたごとく、触媒塔において問題となるのは水素浸食および窒化である。そこでまず水素浸食の点から検討してみることにする。Table 2 に試験前後の炭素量の変化を示した。これを見ると、0.3 Cu, 0.5 Mo, 2.5 Ni, 3.5 Ni などの鋼種の脱炭がもつともはなはだしく Photo. 1 に示すごとく顕著な水素ふくれを生じている。水素浸食に対する安定炭化物生成元素としての

* 第72回講演大会にて発表 講演番号 216 昭和41年11月10日受付