

鋼橋の火災を想定した加熱および冷却過程が構造用鋼の 溶接継手特性に及ぼす影響

EFFECT OF HEATING AND COOLING PROCESS ASSUMING FIRE OF STEEL BRIDGES ON CHARACTERISTICS OF WELDED JOINTS OF STRUCTURAL STEEL

廣畑 幹人*

北根 安雄**

伊藤 義人***

Mikihito HIROHATA*

Yasuo KITANE**

Yoshito ITOH***

ABSTRACT For investigating the effect of heating and cooling process assuming fire of steel bridges on characteristics of welded joints of structural steel members, a series of experiments were carried out. The heating under transformation point did not affect the joint performance regardless of cooling process. The heating over transformation point caused the softening or the hardening according to cooling rate. The degree of them was larger in the base metal rather than in the weld metal because the amount of carbon in the base metal was more than that in the weld metal. Furthermore, the change of microstructure of base metal made by TMC process was more sensitive compared with that of weld metal.

Key words : 鋼橋, 火災, 溶接継手, 構造用鋼, TMCP 鋼

Steel bridge, fire, welded joints, structural steel, TMCP steel

1. 緒言

車両事故等を原因とした鋼橋の火災被害が報告されている。桁下で発生した火災により下フランジおよびウェブが加熱され変形した事例や、対傾構などが座屈した事例が多数挙げられている[1]～[6]。

火災を受けた鋼橋の健全性評価のため、受熱温度推定や鋼材の機械的性質の変状調査等が実施されている。鋼材サンプルが比較的入手しやすい母材一般部や高力ボルトについては、火災後の調査事例が幾つか報告されている。これに対し、構造が複雑で狭隘な部位にあり、サンプルの入手が困難な溶接部について、火災後の継手健全性を調査・評価した例は少ない。製作時に熱履歴を受け

た溶接部は、火災による受熱および消火作業時の急冷の影響を受け機械的性質や靱性が大きく変化する可能性があり、母材部やボルト部以上の配慮が必要と考える。

著者らは、鋼橋の火災および消火を想定した加熱・冷却履歴が構造用鋼溶接部の材料特性に及ぼす影響を明らかにするため、鋼橋に一般的に多く使用される SM490Y 材およびその溶接継手を対象に一連の基礎的実験を実施した[7]。溶接金属、熱影響部、母材の各部位に対し、加熱温度や冷却方法の違いが金属組織、硬さおよびシャルピー吸収エネルギーに及ぼす影響について検討した。

一方、高強度鋼材の使用による構造の合理化の観点から、鋼橋には SM570 材も使用されることが多くなっている。SM570 材は制御圧延・制御冷却プロセス (TMCP) により製作された鋼材であり、大入熱溶接による熱影響部の軟化や継手強度およびシャルピー吸収エネルギーの低下が生じることが報告されている[8]。火災による加熱および冷却のプロセスは火元や構造物の形状によって種々異なるが、溶接による入熱と比較すると、溶接部のみが局部的に入熱を受ける訳ではなく、当然ながら冷却速度は溶接の場合と異なる。そのため、TMCP 鋼である SM570 材とその溶接部が火災を受

*準会員

博士 (工学) 名古屋大学大学院工学研究科

(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

**第 2 種正会員

Ph. D 名古屋大学大学院工学研究科

(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

***第 2 種正会員

工博 名古屋大学大学院工学研究科

(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

本論文の一部は、鋼構造年次論文報告集第 21 号 pp.819-824 に発表

表 1 供試鋼材の化学成分

鋼種	部位	化学組成 (%)							
		C	Mn	Si	Ni	Cr	Mo	V	C _{eq}
SM490YA	母材	0.17	1.40	0.32	0.033	0.028	0	0.03	0.42
	溶接金属	0.10	1.10	0.48	0.021	0.025	-	-	-
SM570TMC	母材	0.12	1.50	0.16	0.012	0.015	0	0.06	0.38
	溶接金属	0.08	1.40	0.50	0.010	0.023	0.29	-	-

表 2 供試鋼材の機械的性質 (母材：ミルシート値，溶接金属：カタログ値)

鋼種	部位	機械的性質		
		降伏応力 (MPa)	引張強度 (MPa)	伸び (%)
SM490YA	母材	430	568	24
	溶接金属	490	570	28
SM570TMC	母材	560	626	33
	溶接金属	590	670	26

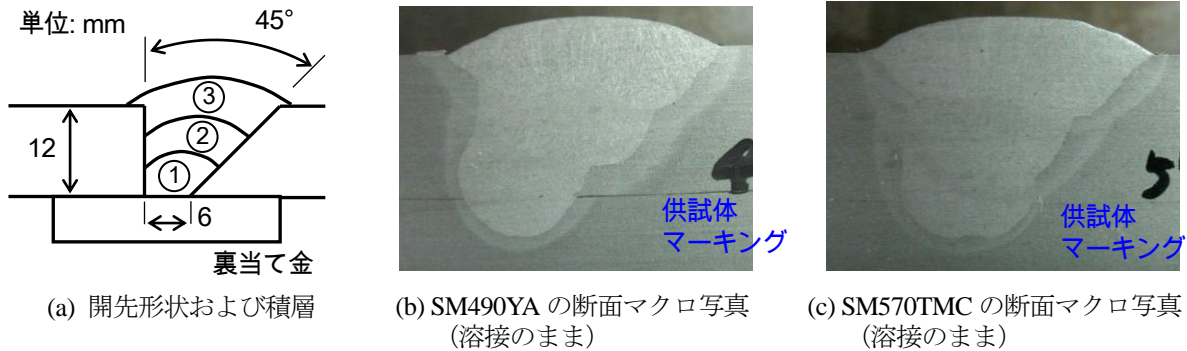


図 1 開先形状，積層および断面マクロ写真

けた場合の材料特性および継手強度の変化について、既往の研究結果のみで予測・評価することは困難と言える。

以上の観点から、本論文では、これまでに実施した SM490Y 材に対する検討に加え、SM570 材についても同様の検討を実施した。SM490Y 材に対する実験結果の一部は既に報告済み[7]であるが、それらを含め、加熱・冷却履歴を付与した SM490Y 材および SM570 材ならびにそれらの溶接部の材料特性（金属組織，硬さ，シャルピー吸収エネルギー）の変状を調査すると共に、継手の引張試験を実施し、継手強度の変状について検討した。

2. 供試鋼材および実験供試体

供試鋼材は溶接構造用圧延鋼材 SM490YA (以下、490Y 材と称す) および SM570TMC (以下、570 材と称す) を選定した。板厚は、後述するシャルピー衝撃試験においてシャルピー吸収エネルギーの評価が適切に行える厚さ 10mm の試験片を採取することを想定し、12mm を選定した。溶接金属は、母材と同強度レベルのものをを用いた。490Y 材

には軟鋼・490MPa 級鋼用，570 材には 590MPa 級鋼用の溶接ワイヤを使用した[9]。供試鋼材および溶接金属の化学組成および機械的性質（母材：ミルシート，溶接金属：カタログ値）を表 1 および表 2 に示す。

供試鋼材に図 1(a)に示す 45° のレ形開先を設け、裏当て金を取り付けて CO₂ アーク溶接により 3 層 3 パスの溶接を実施した。溶接条件を表 3 に示す。

溶接していない母材鋼板および溶接線を中心として 100mm×200mm に切断した溶接継手を後述の加熱・冷却実験に用いる供試体とした。供試体の寸法は使用する加熱炉の内寸から決定した。

供試体の数量は、490Y 材，570 材共に母材が 5 体，溶接継手が 10 体である。母材供試体は後述の引張試験に用い，溶接継手供試体は引張試験および各種材料特性評価試験に用いた。

3. 加熱・冷却実験

3.1 実験方法

鋼橋の各種火災事例[1]～[4]，[6]において推定された鋼部材の受熱温度は火災の原因や加熱条件によって種々異なっている。小規模な火災では鋼材

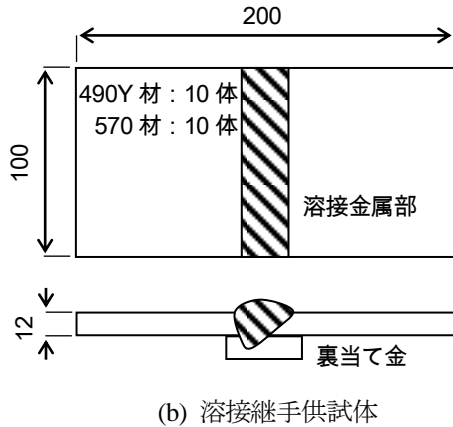
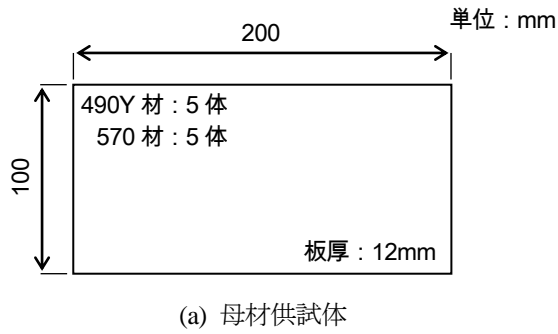


図2 加熱・冷却実験供試体

の受熱温度が 400~600°C である一方で、タンクローリー事故に起因する火災においては火元近傍の最高温度が 1200°C に達したことが報告されている[1]。また、種々の火災状況を想定した数値シミュレーションでは、鋼部材の受熱温度が 1000°C 以上に達する結果も報告されている[10][11]。加熱条件によって種々異なる鋼橋の火災時の受熱温度を一般化することは困難であり、本実験では、鋼材の組織変化が生じる約 727°C の A_1 変態点以下とそれ以上の加熱温度として、600°C と 900°C を加熱条件として採用した。

既往の研究では火災時における鋼橋の受熱温度を推定するため、ガス炉を用いる手法と、電気炉を用いる手法が提示されている[12]。ガス炎を用いる手法は酸素が常時供給される状態にあり、桁下空間が広い橋梁等の火災を想定したものである。電気炉を用いる場合は酸素が十分に供給されず不完全燃焼する状態にあり、桁下空間が狭い橋梁や箱桁内部など閉鎖空間での火災を想定したものである。

一般に、鉄鋼材料の熱処理においては加熱速度が組織生成に及ぼす影響は小さく、冷却速度が組織生成に支配的な影響を及ぼす[13]。ガス炉に比べ電気炉では加熱速度が遅いが、ガス炉では温度制御が困難で炉内の供試体を均等に加熱することが不可能である。よって、加熱速度を考慮せず各供試体を均等に加熱することを目的に、温度制御の容易な電気炉を用いて供試体を加熱した。

表3 溶接条件 (CO₂ アーク溶接)

鋼種	パス	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (mm/s)	入熱量 (J/mm)
490Y 材	1	280	36	3.6	2800
	2			4.6	2191
	3			4.6	2191
570 材	1	280	36	4.0	2520
	2			5.0	2016
	3			5.0	2016

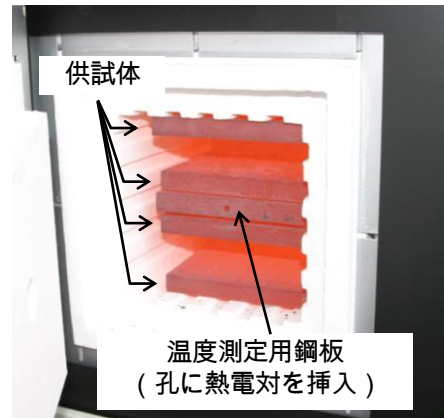


図3 加熱状況 (900°C)

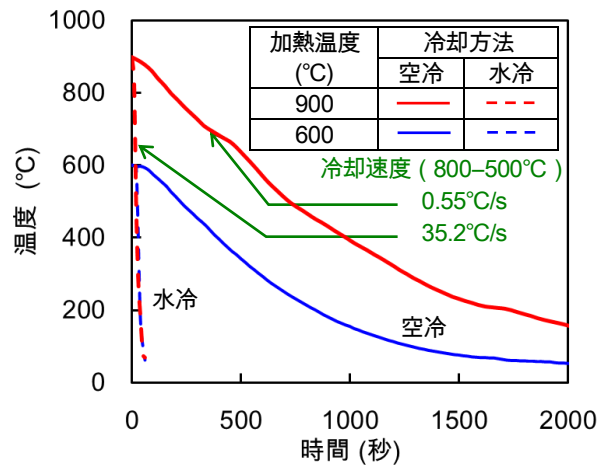


図4 温度測定結果

電気炉により供試体を 600°C または 900°C まで加熱し約 1 時間保持した。供試体を 900°C まで加熱した状況を図 3 に示す。

既往の研究では、火災を想定した加熱履歴を付与した鋼材の機械的性質を調査した例があるが、加熱後の冷却方法については考慮されていない[12]。橋梁が火災被害を受けた場合、消火活動における放水により、急冷される部位が生じることが推定される。よって本実験では、加熱後、空冷および消火活動を想定した水冷により供試体を冷却した。空冷の場合、加熱した供試体を炉から取り出し空气中に放置した。水冷の場合、加熱した供試体を炉から取り出した直後に、常温の水約 10L を満たした容器に浸漬した。

なお、供試体と同一寸法（100mm×200mm×12mm）の鋼板を冷却中の温度測定のために用いた。この鋼板には側面の板厚中心から鋼板の中央まで穿孔してあり、この孔にシース熱電対を挿入することで加熱温度を確認した。また、この鋼板を供試体と同様に冷却することで、空冷および水冷過程における温度変化を測定した。

3.2 冷却過程の温度測定結果

空冷および水冷過程における温度測定結果を図4に示す。A₁～A₃変態点（約727℃～約911℃）の温度から冷却する場合、800℃から500℃までの冷却速度が鋼の組織生成に大きく影響を及ぼす[14]。本実験では、900℃の加熱から冷却した場合、800℃

表4 断面マクロ観察結果






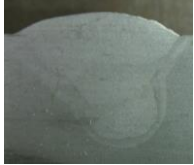


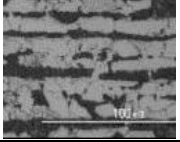
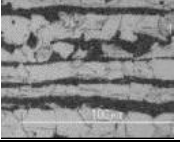
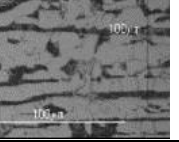
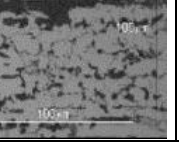
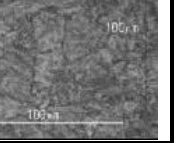
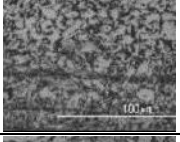
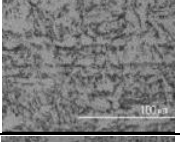
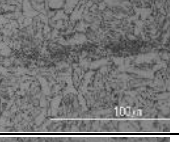
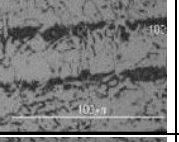
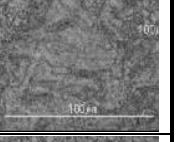
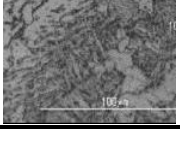
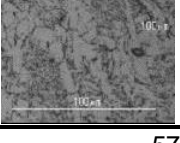
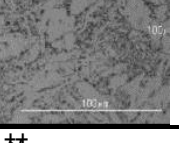
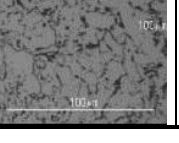
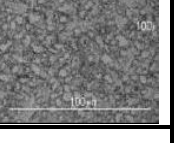
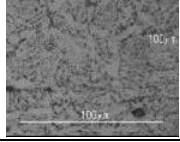
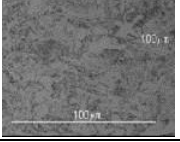
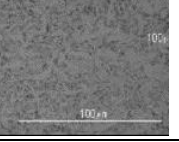
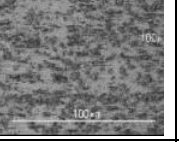
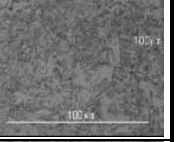
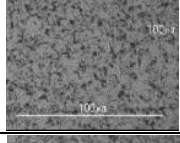
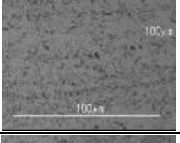
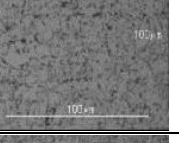
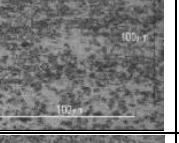
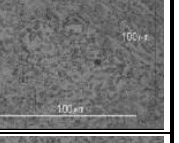
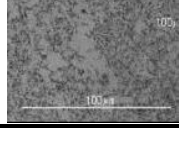
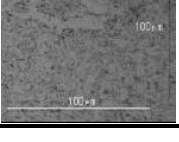
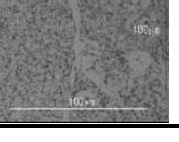
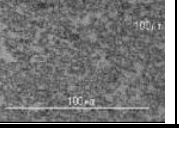
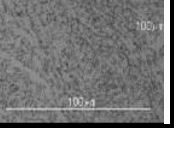
鋼種	600℃加熱		900℃加熱	
	空冷	水冷	空冷	水冷
490Y 材				
570 材				

表5 金属組織観察結果（400倍）

490Y 材					
部位	溶接まま	600℃加熱		900℃加熱	
		空冷	水冷	空冷	水冷
母材					
熱影響部					
溶接金属					
570 材					
部位	溶接まま	600℃加熱		900℃加熱	
		空冷	水冷	空冷	水冷
母材					
熱影響部					
溶接金属					

から 500°C の間の冷却速度は水冷では 35.2°C/s, 空冷では 0.55°C/s であった。

4. 断面マクロ写真および金属組織観察

4.1 断面マクロ写真の観察結果

上述の加熱・冷却実験に用いた供試体に対し、断面マクロ写真観察を実施した結果を表 4 に示す。

490Y 材, 570 材共に, 600°C に加熱した場合は, 空冷および水冷のいずれにおいても溶接のまま (図 1(b)(c)) と同様に熱影響部が明確に観察できた。一方, 900°C に加熱した場合は, 空冷および水冷のいずれにおいても母材と熱影響部の境界が不明瞭になった。

4.2 金属組織の観察結果

光学顕微鏡 (倍率 400 倍) で観察した各部位の金属組織の写真を表 5 に示す。

490Y 材, 570 材共に, 加熱温度が 600°C の場合は, 冷却方法によらず各部位の組織は溶接のままと変わらなかった。490Y 材の母材はフェライトおよび層状パーライト組織, 熱影響部は粒状パーライト組織であり, 溶接金属はデンドライト状の組織であった。570 材の母材は TMC プロセスにより 490Y 材よりも微細な組織となっており, その状態は 600°C の加熱から空冷あるいは水冷しても変化しなかった。熱影響部および溶接金属部についても, 加熱・冷却による組織の変状は観察されなかった。

一方, 加熱温度が 900°C で空冷の場合は, 490Y 材, 570 材共に母材と熱影響部の組織が均一化した。これは, 上述のマクロ写真において母材と熱影響部の境界が不明瞭になったことと整合している。490Y 材については, 母材は溶接のままと比べて組織状態の大きな変化は見られなかったが, 熱影響部は母材と同様の組織状態になった。溶接金属の組織は溶接のままや 600°C 加熱の場合に比べ, やや細粒化したように見受けられる。570 材については, 母材, 熱影響部共に TMC プロセスにより形成された微細組織が粗粒化した。溶接金属の組織状態は大きく変化していなかった。

加熱温度が 900°C で水冷の場合は, 490Y 材, 570 材共に全ての部位の組織が大きく変化した。供試鋼材および溶接金属の炭素量 (表 1 参照) と冷却速度 (35.2°C/s) から, マルテンサイト組織 (約 900°C の A₃ 変態点以上の加熱から急冷された場合に生じる硬い組織) が生成されたと考えられる[15]。

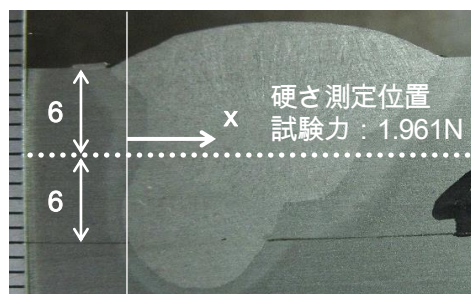
5. 硬さ試験およびシャルピー衝撃試験

5.1 ビッカース硬さ試験

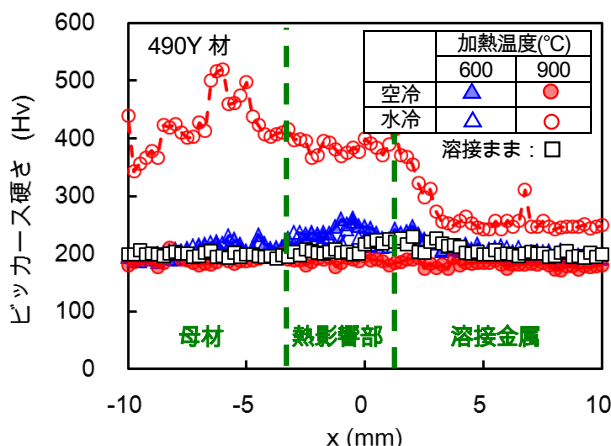
加熱・冷却実験後の供試体を用いて, 母材, 熱影響部および溶接金属の各部位に対して実施したビッカース硬さ試験の結果を図 5 に示す。硬さの測定位置は供試体の板厚中央部 (図 5(a)) である。なお, 熱影響部の範囲は溶接ままの継手の断面マクロ写真から約 3mm と判断した。

5.1.1 490Y 材の硬さ分布

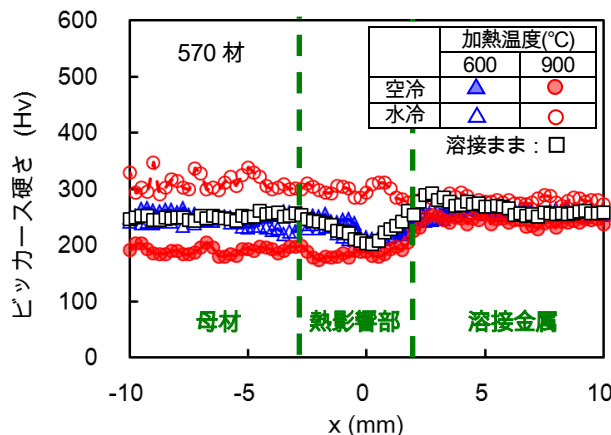
490Y 材 (図 5(b)) については, 加熱温度が 600°C の場合, 冷却方法によらず熱影響部の硬さが溶接のままに比べ約 34Hv 上昇した。母材および溶接金属は, 溶接のままと硬さがほぼ同じであった。



(a) 硬さの測定位置



(b) 490Y 材溶接継手の硬さ分布



(c) 570 材溶接継手の硬さ分布

図 5 ビッカース硬さ試験結果

加熱温度 900°Cから空冷した場合、焼ならしの効果により母材、熱影響部および溶接金属の硬さが均一化した。

加熱温度 900°Cから水冷した場合、焼入れの効果により母材および熱影響部の硬さが大きく上昇した。母材および熱影響部の硬さは平均 396Hv であり、母材では 500Hv に達する領域も存在した。一方、溶接金属も硬化したものの、硬さは平均 266Hv であった。

5.1.2 570 材の硬さ分布

570 材 (図 5(c)) については、加熱温度が 600°C の場合、空冷、水冷のいずれにおいても各部位の硬さは溶接のままとほぼ同じであった。

加熱温度 900°Cから空冷した場合、TMC プロセスで形成された微細組織が粗粒化し、母材および熱影響部が約 50Hv、溶接金属が約 30Hv 軟化した。

加熱温度 900°Cから水冷した場合、焼入れにより母材および熱影響部が約 70Hv 硬化した。570 材の炭素含有量は 490Y 材に比べ少ない (表 1 参照) ため、焼入れ後であっても硬さは平均 306Hv であった。同様に溶接金属の炭素含有量も比較的小さいため、溶接金属の硬さは平均 281Hv であった。

5.2 シャルピー衝撃試験

加熱・冷却実験に用いた供試体から試験片を採取し、母材、熱影響部および溶接金属の各部位に対して V ノッチシャルピー衝撃試験を実施した。試験温度であるが、490Y 材については 0°C、570 材については -5°C とした。

試験結果を図 6 に示す。なお、各部位から 3 体ずつ試験片を採取し実験を実施しており、図中にはシャルピー吸収エネルギー \sqrt{E} の平均値 (M) および標準偏差 (S) を記している。

5.2.1 490Y 材のシャルピー吸収エネルギー

490Y 材 (図 6(a)) について、溶接のままの各部位の吸収エネルギーに注目すると、母材の吸収エネルギーが約 150J であるのに対し、熱影響部の吸収エネルギーは約 220J であり、約 70J 高かった。これは、3 層 3 パスの溶接によるテンパービードの効果 (多層溶接において、先行パスで変化した組織に対しその後のパスでの入熱が焼戻しの効果を与えること) [16] と推察される。一方、溶接金属の吸収エネルギーは約 105J であった。

加熱温度が 600°C の場合、空冷、水冷のいずれも各部位の吸収エネルギーは溶接のままと比べて大きな変化はなかった。吸収エネルギーの変化量はばらつき範囲内と判断できる。

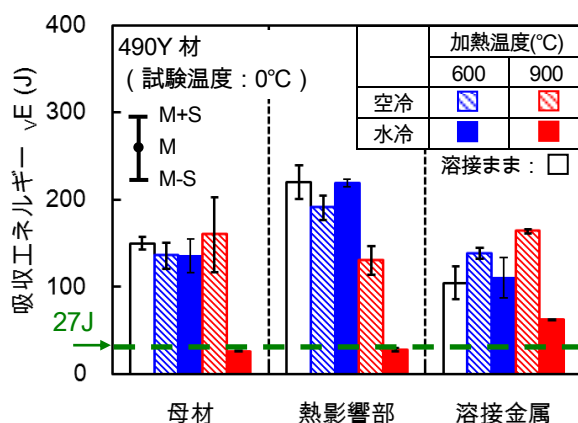
加熱温度 900°Cから空冷した場合、溶接のままに比べて母材の吸収エネルギーの低下は確認できなかった。熱影響部では溶接のままに比べて吸収

エネルギーが約 40% 低下した。ただしこれは、溶接のままでは母材よりも高い値であった熱影響部の吸収エネルギー (約 220J) から、加熱・冷却の影響によりテンパービード効果が消失し母材とほぼ同じ値 (約 150J) に戻ったものと判断できる。一方、溶接金属では、焼ならしの効果により溶接のままに比べて吸収エネルギーが約 57% 上昇した。

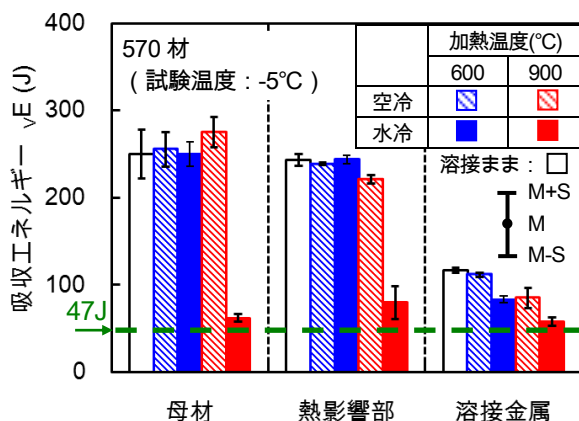
加熱温度 900°Cから水冷した場合、全ての部位の吸収エネルギーが大きく低下した。本研究で使用した SM490YA については吸収エネルギーの規定値はないが、参考までに SM490YB の吸収エネルギーの規定値 (0°C で 27J) を図中に点線で記している。母材および熱影響部では試験温度 0°C における吸収エネルギーが約 27J になった。溶接金属の吸収エネルギーは約 62J であり、溶接のままと比べて吸収エネルギーが約 40% 低下した。

5.2.2 570 材のシャルピー吸収エネルギー

570 材 (図 6(b)) については、溶接のままの母材と熱影響部の吸収エネルギーは約 247J でほぼ同じであった。溶接金属の吸収エネルギーは約 117J であった。TMCP 鋼は大入熱溶接や複層の溶接、線状加熱等の熱加工を複数回行って母材お



(a) 490Y 材各部位の吸収エネルギー



(b) 570 材各部位の吸収エネルギー

図 6 シャルピー衝撃試験結果

よび熱影響部の靱性(シャルピー吸収エネルギー)は使用上問題ないことが報告されている[17][18].

本実験で実施した加熱温度 600°Cで空冷および水冷の場合、また、加熱温度 900°Cで空冷の場合も、母材と熱影響部の吸収エネルギーは溶接のままほとんど変わらなかった。溶接金属については、加熱温度 600°Cで空冷の場合、吸収エネルギーの低下はほとんどなかったが、加熱温度 600°Cで水冷の場合、加熱温度 900°Cで空冷の場合には吸収エネルギーが約 117J から約 84J に低下した。これらはフェライト粒の粗大化の影響によるものと推察されるが、吸収エネルギーの低下の度合いはさほど大きくなかった。加熱温度 900°Cで水冷の場合、490Y 材の場合と同様、焼入れにより各部位の吸収エネルギーが大きく低下した。SM570 材の吸収エネルギーの規定値(-5°Cで 47J, 図中の点線)は満足しているものの、母材および溶接金属の吸収エネルギーは約 60J, 熱影響部の吸収エネルギーは約 80J となった。

6. 引張試験

6.1 試験片の形状および寸法

加熱・冷却実験に用いた供試体から試験片を採取し、母材および溶接継手の引張試験を実施した。

図 7(a)に示すように、母材については、加熱・冷却実験後の 100mm×200mm×12mmの供試体から JIS Z 2201 の 7 号試験片[19]を 2 本採取した。一方、図 7(b)に示すように、溶接継手は余盛を削除し、つかみ部の長さ以外は JIS Z 3121 の 1A 号[20]に準拠する試験片を 2 本採取した。JIS Z 3121 の 1A 号では、つかみ部も含め試験片の全長が 250mm 以上と規定されているが、加熱炉の内寸に収まる供試体の寸法(100mm×200mm)からは長さ

250mm の引張試験片は採取できなかった。よって、平行部および肩部の寸法は上述の規定に従い、つかみ部の長さのみ短縮した試験片を採取した。しかし、後述の引張試験ではつかみ部の長さを短縮しても何ら問題なく荷重を負荷することができた。また、溶接継手の引張試験片では標点距離が規定されていないが、母材試験片と同じ標点距離(62mm)により一様伸び(最大荷重時の伸び)および破断伸びを計測した。一様伸びは最大荷重時に荷重をホールドして標点距離を測定し求めたが、正確な測定が困難であるため参考値として記す。

ヤング率および降伏応力は、試験片中央の表裏面に貼付したひずみゲージの値から求めた。降伏棚が明確に現れなかったケースについては、0.2% 耐力を降伏応力とした。

6.2 490Y 材の引張試験結果

490Y 材の母材および溶接継手に対する引張試験の結果を図 8 に示す。凡例は図 8(d)に示している。図には、各条件の試験片 2 本の結果の平均値およびそれぞれの値の範囲を示している。

溶接継手については表 6 に破断位置を示している。溶接のままおよび加熱温度 600°Cで空冷の場合、溶接継手は母材部で破断したが、加熱温度 600°Cで水冷の場合と、加熱温度 900°Cで空冷の場合にはおよび水冷の場合、490Y 材の継手は熱影響部やボンド部ではなく、溶接金属部で破断した。

母材および溶接継手共に、加熱なし、600°Cで空冷、900°Cで空冷の場合は降伏棚を確認することができた。600°Cで水冷、900°Cで水冷の場合は降伏棚が明確に現れなかったため、0.2% 耐力を降伏応力とみなしている。

ミルシートに記載されている 490Y 材の降伏応

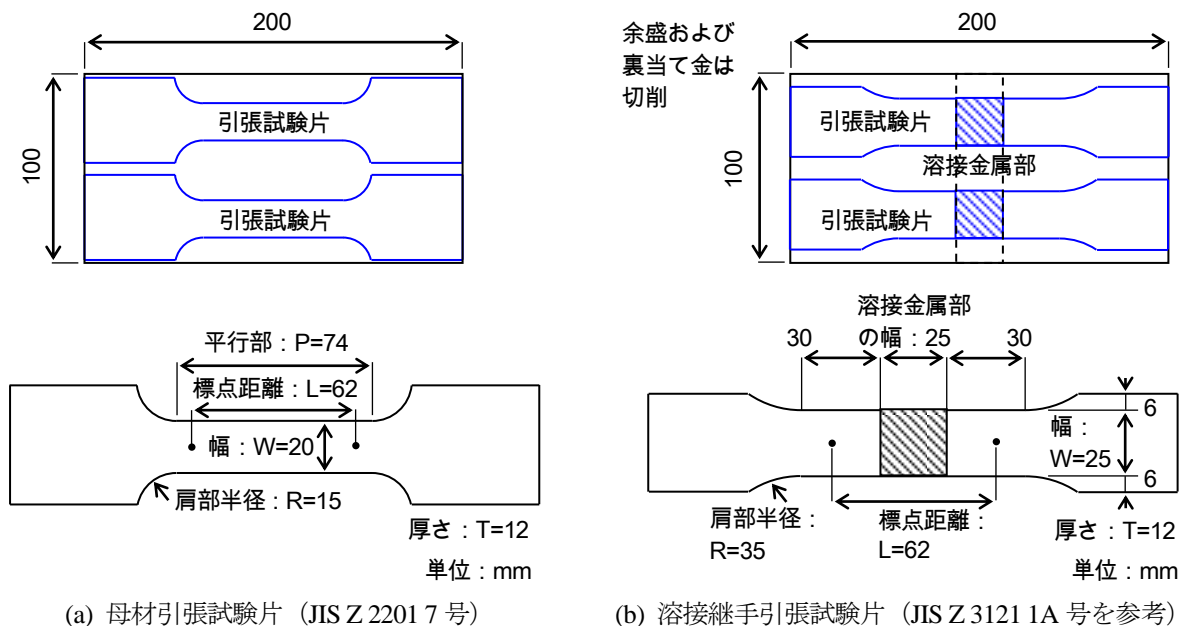


図 7 引張試験片の形状および寸法

力および引張強度はそれぞれ 430MPa, 568MPa であった。加熱なしの 490Y 材の降伏応力および引張強度はそれぞれ 428MPa, 577MPa であり、ミルシート値とほぼ同じであった。

加熱温度 600°C で空冷および水冷の場合、母材、溶接継手共に降伏応力、引張強度およびヤング率は溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、水冷の場合に母材の一樣伸びが約 4% 減少したが、その他のケースでは、一樣伸びおよび破断伸びは溶接のままとほぼ同じであった。

加熱温度 900°C で空冷の場合、母材および溶接継手共に軟化傾向が見られた。溶接のままと比べて、母材の降伏応力および引張強度がそれぞれ約 72MPa (17%) および約 34MPa (6%) 低下した。溶接継手の降伏応力および引張強度はそれぞれ溶接のままと比べて約 182MPa (42%) および約 77MPa (13%) 低下した。母材および溶接継手の

降伏応力は、JIS に規定される母材の降伏応力 (365MPa) を下回っていた。ヤング率については母材および溶接継手共に溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、溶接のままと比べて母材の一樣伸びが約 3%, 溶接継手の一樣伸びが約 7% 減少したが、破断伸びは溶接のままとほぼ同じであった。

加熱温度 900°C で水冷の場合、母材、溶接継手共に焼入れによる硬化の影響が見られた。溶接のままと比べ、母材の降伏応力および引張強度がそれぞれ約 274MPa (64%) および約 495MPa (86%) 上昇した。溶接継手の降伏応力は溶接のままと比べ約 90MPa (21%) 低下したが、引張強度は約 102MPa (18%) 上昇した。この降伏応力の低下は、焼入れのままの溶接金属部の組織が不安定な状態にあることが一因と推察される[13]。母材および溶接継手の引張強度は、JIS に規定される引張強度

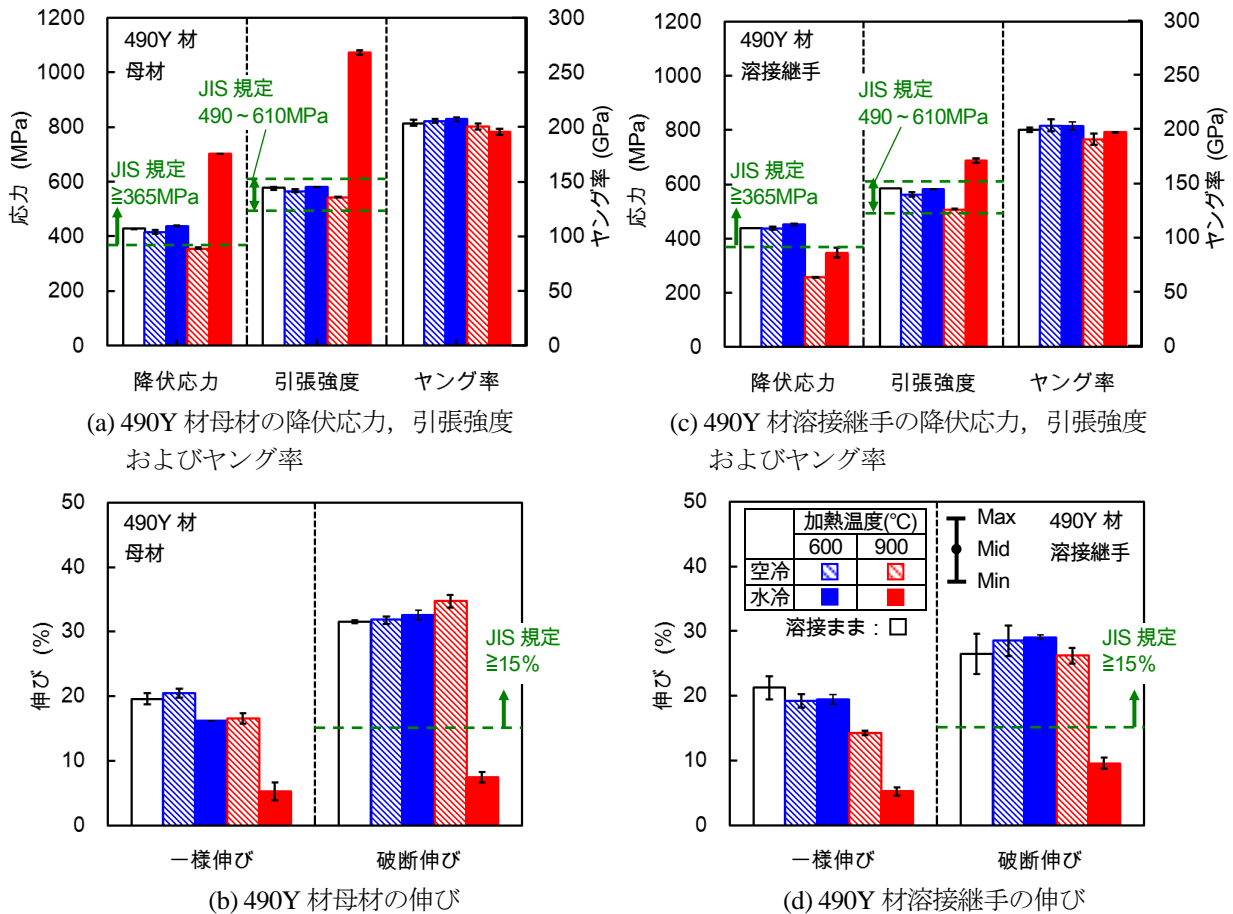


図 8 490Y 材母材および溶接継手の引張試験結果

表 6 引張試験における溶接継手の破断位置

鋼種	試験片番号	溶接まま	600°C加熱		900°C加熱	
			空冷	水冷	空冷	水冷
490Y 材	1	母材部	母材部	溶接金属部	溶接金属部	溶接金属部
	2	母材部	母材部	溶接金属部	溶接金属部	溶接金属部
570 材	1	母材部	母材部	母材部	母材部	母材部
	2	母材部	母材部	母材部	母材部	母材部

の範囲 (490~610MPa) を越えていた。ヤング率については母材および溶接継手共に溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、溶接のままと比べて母材の一樣伸びが約 14%、溶接継手の一樣伸びが約 16%減少した。破断伸びは溶接のままと比べて母材では約 24%、溶接継手では約 17%減少し、JIS に規定される母材の伸び最小値 (15%) を下回る結果となった。

6.3 570 材の引張試験結果

570 材の母材および溶接継手に対する引張試験の結果を図 9 に示す。また、490Y 材と同様に溶接継手の破断位置を表 6 に示す。570 材の場合、溶接のまま、加熱温度 600℃および 900℃で空冷および水冷のいずれも、溶接継手は母材部で破断した。

母材では、900℃で水冷の場合のみ降伏棚が明確に現れなかったため、0.2%耐力を降伏応力とみなしたが、その他の場合は全て降伏棚が明確に現れた。溶接継手では、溶接時の入熱の影響で加熱なしを含め全ての場合で降伏棚が明確に現れず、0.2%耐力を降伏応力とみなしている。

ミルシートに記載されている 570 材の降伏応力および引張強度はそれぞれ 560MPa、626MPa であった。加熱なしの 570 材の降伏応力および引張強度はそれぞれ 555MPa、646MPa であり、ミルシー

ト値よりも引張強度がやや高いが、大きな差はなかった。

加熱温度 600℃で空冷および水冷の場合、母材、溶接継手共に降伏応力、引張強度およびヤング率は溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、母材の一樣伸びおよび破断伸びが約 2~4%減少した。溶接継手では、空冷の場合の一樣伸びは溶接のままとほぼ同じであったが、水冷の場合の一樣伸びが溶接のままに比べて約 5%減少した。破断伸びについては、空冷および水冷のいずれの場合も溶接のままとほぼ同じ (差が 1%程度) であった。

加熱温度 900℃で空冷の場合、母材および溶接継手共に、TMC プロセスで形成された母材の微細組織が粗粒化したため、490Y 材よりも顕著な強度低下傾向が見られた。母材の降伏応力および引張強度はそれぞれ約 301MPa (46%減) および約 482MPa (25%減) となり、JIS による降伏応力および引張強度の規定値 (降伏応力: 460MPa, 引張強度: 570MPa) を大きく下回った。溶接継手の降伏応力および引張強度はそれぞれ約 336MPa および約 507MPa となった。溶接継手の場合も、降伏応力および引張強度は JIS に規定される値を下回った。ヤング率については母材および溶接継手共

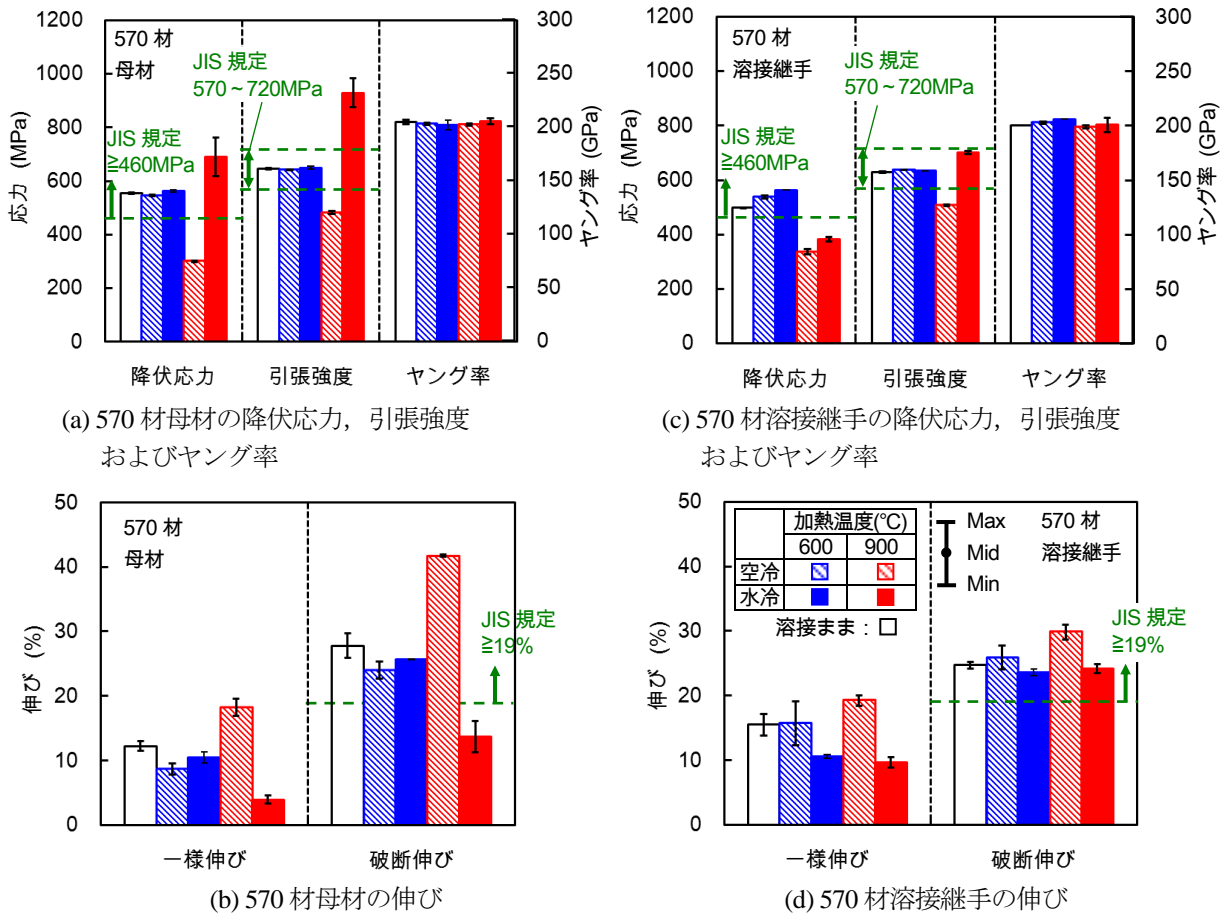


図 9 570 材母材および溶接継手の引張試験結果

に溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、溶接のままと比べて母材の同様伸びが約 6%、破断伸びが約 14%増加した。溶接継手の場合、溶接のままと比べて同様伸びが約 4%、破断伸びが約 5%増加した。

加熱温度 900°C で水冷の場合、490Y 材と同様に、母材、溶接継手共に焼入れによる硬化の影響が見られた。しかし、490Y 材と比べて炭素含有量が少ないため、570 材の硬化の度合いは比較的小さかった。溶接のままと比べて、母材の降伏応力および引張強度はそれぞれ約 136MPa (24%) および約 283MPa (44%) 上昇した。母材の引張強度は JIS に規定される範囲 (570~720MPa) を越えていた。溶接継手の降伏応力は約 115MPa (23%) 低下し、引張強度は約 72MPa (11%) 上昇した。490Y 材の場合と同様、降伏応力の低下の一因は焼入れのままの溶接金属部の不安定な組織状態によるものと推察される。ヤング率については母材および溶接継手共に溶接のままと比べてほとんど変わらなかった。伸びについては、溶接のままと比べて母材の同様伸びが約 8%、破断伸びが約 14%低下した。母材の破断伸びは JIS に規定される伸び最小値 (19%) を下回る結果となった。溶接継手の同様伸びは溶接のままと比べて約 6%減少したが、破断伸びはほとんど変わらなかった。

7. 考察

7.1 母材部と溶接部の相違に関する検討

加熱・冷却履歴を受ける鋼材の材料特性および機械的性質は、基本的に炭素含有量と最高加熱温度および冷却速度によって決定される[14]。本研究で対象とした 490Y 材ならびに 570 材共に、溶接金属は継手製作時に熱履歴を受けることを想定して母材に比べ炭素量が少なく抑えられている。このため、同じ加熱・冷却履歴を受ける場合でも、母材に比べ、溶接金属は加熱・冷却による材料特性および機械的性質の変状が抑制されると考えられる。

一方、本実験では、加熱温度が 900°C の場合に、溶接継手の熱影響部と母材の組織状態が均一になる現象が観察された。また、490Y 材の溶接継手が 900°C の加熱から空冷された場合には、多層溶接により熱影響部に付与されたテンパービード効果が消失するなど、溶接継手特有の現象が確認された。しかし、本実験の範囲ではこれらの現象は継手の性能を大きく損なうものではなかった。

火災を受けた鋼橋溶接部の健全性評価において、材料特性および機械的性質の変状の観点からは、溶接継手と母材を区別して考える必要性は低いこ

とを一連の実験結果は示唆している。ただし、継手形式によって溶接部の力学的状態は母材一般部とは種々異なる。火災時における鋼橋の熱変形が溶接部の応力状態に及ぼす影響など、力学的な観点から溶接部は継手として母材一般部とは異なる検討が必要になる可能性がある。

7.2 火災を受けた鋼橋の母材部および溶接部の健全性評価に関する一提案

本研究における 600°C の加熱のように、加熱温度が A_1 変態温度 (約 727°C) 以下では、空冷、水冷の違いによらず金属組織状態は大きく変化しない。そのため、母材および溶接金属共に材料特性に及ぼす加熱・冷却履歴の影響は小さい。

一方、 $A_1 \sim A_3$ 変態温度 (727~911°C) 以上の加熱を受けると、鋼材の炭素含有量と 800°C から 500°C の間の冷却速度によって鋼材の金属組織は種々変化するため、材料特性および機械的性質に及ぼす加熱・冷却履歴の影響は大きい。490Y 材の場合、900°C 加熱からの水冷を受けるとマルテンサイトが生成し硬化するため、降伏応力や引張強度が上昇する一方で、吸収エネルギー (靱性) や伸びが大きく低下した。TMC プロセスにより形成された微細組織が粗粒化するような熱履歴 (本研究では 900°C 加熱からの空冷および水冷) を 570 材が受けた場合、降伏応力、引張強度および伸びが 570 材の規定値の範囲を越えるほど変化した。

火災を受けた鋼橋の健全性評価において、材料特性および機械的性質の変状の観点からは、鋼種ならびに母材および溶接部の違いに関係なく、受熱温度が変態点を越えたか否かを明確にすることが最も重要である。既往の文献では、火災を受けた鋼橋の塗装の変状から、700°C までの受熱温度が推定できる可能性が提示されている[13][21]。既往の受熱温度推定手法と併用して、火災による受熱温度が変態点を越えたと判断された場合は、溶接部と母材部の違いに関係なく実橋からサンプルを採取し、化学成分分析、組織観察、硬さ試験等一連の材料特性調査を実施すべきである。

一方、機械的性質については、引張強度は炭素含有量や金属組織、ビッカース硬さとの経験的な相関関係があり、これらからある程度の予測が可能である[22]。しかし、本研究における引張試験において観察されたように、降伏応力や伸びに及ぼす加熱・冷却履歴の影響は種々複雑であり、これらを化学組成および金属組織、硬さから推測することは困難である。火災を受けた鋼橋の健全性評価において、継手部に限らず構造的に重要な部位が変態点以上の加熱温度に達したと推定される場合は、材料特性に加え機械的性質の変状も調査することが必要と考える。

調査の結果、材料特性あるいは機械的性質の変状が鋼材の規定値を満足している場合は、材料的観点からは部材の取替えの必要はない。ただし、過大なたわみや変形が生じている場合は、部材形状の観点から矯正や補修補強などの措置を講じる必要がある。材料特性あるいは機械的性質が鋼材の規定値を満足しない程変化した場合は、矯正や補修補強が必要な程のたわみや変形が生じていなくても、材料的観点から部材を取り替える必要があると言える。

8. 結言

鋼橋の火災と消火を想定した加熱・冷却履歴が構造用鋼 (SM490YA, SM570TMC) の母材および溶接部の各種特性に及ぼす影響を明らかにするため、一連の実験を実施した。

得られた主な知見を以下に示す。

- (1) 490Y 材, 570 材の母材と溶接継手を 600°C に加熱した場合、冷却方法によらず、母材、熱影響部、溶接金属の組織状態は溶接のままと変わらなかった。また、各部位の硬さおよびシャルピー吸収エネルギーはそれぞれ溶接のままと比べてほとんど変化しなかった。母材および溶接継手の機械的性質についても、溶接のままとはほぼ変わらないことを確認した。
- (2) 490Y 材および 570 材の溶接継手を 900°C に加熱した場合、冷却方法によらず熱影響部と母材部の境界が不明瞭になり、両部位の金属組織および硬さが均一になる傾向が確認された。また、空冷の場合は 490Y 材の熱影響部に付与されていた多層溶接によるテンパービードの効果が消失するなど溶接継手特有の現象が確認された。570 材では TMC プロセスで形成された母材部の微細組織が粗大化した。
- (3) 本実験の範囲では、900°C の加熱から空冷することにより 490Y 材の母材および溶接継手の機械的性質が劣化し、降伏応力が JIS の規定値を僅かに下回った。570 材については、規定値に比べ、母材の降伏応力は約 160MPa, 引張強度は約 90MPa 低くなった。溶接継手も同様に、母材の規定値に比べ降伏応力は約 120MPa, 引張強度は約 60MPa 低くなった。490Y 材の各部位のシャルピー吸収エネルギーはほとんど変化がなかった。570 材についても、各部位の吸収エネルギーは規定値 (-5°C で 47J 以上) を満足していた。
- (4) 490Y 材および 570 材の溶接継手を 900°C に加熱し水冷した場合、各部位にマルテンサイト組織が生成された。各部位は炭素含有量に応じて硬化し、シャルピー吸収エネルギーが低下した。溶接金属よりも炭素含有量の多い母材の方が吸収エネルギーの低下の度合いが大きく、490Y 材では試験温度 0°C で約 27J, 570 材では試験温度 -5°C で約 60J になった。
- (5) 900°C に加熱し水冷した場合、490Y 材の母材の降伏応力および引張強度はそれぞれ約 64% および約 86% 上昇した。溶接継手の降伏応力は溶接のままと比べて約 21% 低下したが、引張強度は約 18% 上昇した。570 材では溶接のままと比べて、母材の降伏応力および引張強度はそれぞれ約 24% および約 44% 上昇した。溶接継手の降伏応力は約 23% 低下し、引張強度は約 11% 上昇した。一方、490Y 材の母材および溶接継手、ならびに 570 材の母材の破断伸びは規定値 (490Y 材: 15%, 570 材: 19%) を下回るほど減少した。
- (6) 溶接金属は熱履歴を受けることを想定して母材に比べ炭素量が少なく抑えられている。このため、同じ加熱・冷却履歴を受ける場合でも、母材に比べ、溶接金属は加熱・冷却による材料特性および機械的性質の変状が抑制される可能性がある。
- (7) 本実験において観察された加熱温度が 900°C の場合に溶接継手の熱影響部と母材の組織状態が均一化する現象や、熱影響部に付与されたテンパービード効果が消失する溶接継手特有の現象は、継手の性能を大きく損なうものではなかった。火災を受けた鋼橋溶接部の健全性評価において、材料特性および機械的性質の変状の観点からは、溶接継手と母材を区別して考える必要性は低い。
- (8) 火災を受けた鋼橋の健全性評価において、鋼種ならびに母材および溶接部の違いに関係なく受熱温度が変態点を越えたか否かを明確にすることが最も重要である。受熱温度が変態点を越えたと判断された場合は、溶接部と母材部の違いに関係なく、実橋からサンプルを採取し、一連の材料特性に加え、機械的性質の変状を調査すべきである。

謝辞

本研究の一部は日本鋼構造協会平成 24 年度鋼構造研究助成を受けて行った。実験の一部は大阪大学接合科学研究所「接合科学共同利用・共同研究拠点」共同研究員制度を利用した。結果の分析には日新製鋼 (株) 堀川裕史氏の協力を得た。ここに記して謝意を表す。

【参考文献】

- [1] 桑野忠生, 増井 隆, 鈴木寛久, 依田勝雄: 首都高速 5 号池袋線タンクローリー火災事故の復旧工事, 土木学会誌, 93, No. 12, pp.30-33, 2008.
- [2] 大山 理, 今川雄亮, 栗田章光: 火災による橋梁の損傷事例, 橋梁と基礎, 10, pp.35-39, 2008.
- [3] 津田 亮: 鋼箱桁橋の火災による損傷と補修, 高田機工技報, No.23, pp.58-63, 2008.
- [4] 本間 順, 高 良人, 三輪浩二: 火災を受けた橋梁の補修, 駒井技報, Vol.22, pp.31-39, 2002.
- [5] 中山太士, 松本健太郎, 吉田雅彦, 大都 亮, 松井繁之: 火災を受けた塗膜の特性および鋼材の機械的性質, 鋼構造年次論文報告集第 16 巻, pp.663-668, 2008.
- [6] 吉田雅彦, 中山太士, 大都 亮, 稲富紀行: 火災を受けた鋼鉄道橋の健全性評価に関する検討, 鋼構造年次論文報告集第 16 巻, pp.675-680, 2008.
- [7] 廣畑幹人, 北根安雄, 伊藤義人: 加熱・冷却された構造用鋼溶接部の材料特性に関する基礎的研究, 鋼構造年次論文報告集第 21 巻, pp.819-824, 2013.
- [8] 河野武亮, 村山武弘, 奥井信之, 中西保正: 鉄鋼新素材, TMCP 鋼溶接部の使用性能, 溶接学会誌第 55 巻第 6 号, pp.23-27, 1986.
- [9] 日本工業規格: 軟鋼, 高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ JIS Z 3312, 2009.
- [10] I. Bennetts and K. Moinuddin: Evaluation of the Impact of Potential Fire Scenarios on Structural Elements of a Cable-Stayed Bridge, Journal of Fire Protection Engineering, Vol. 19, pp.85-106, Society of Fire Protection Engineers, 2009.
- [11] V. Kodur, E. Aziz and M. Dwaikat: Evaluating Fire Resistance of Steel Girders in Bridges, Journal of Bridge Engineering, Vol. 18, No. 7, pp. 633-643, ASCE, 2013.
- [12] 玉越隆史, 大久保雅憲, 石尾真理, 横井芳輝: 鋼道路橋の受熱温度推定に関する調査, 国土技術政策総合研究所資料, No. 710, 2012.
- [13] 日本熱処理技術協会: 熱処理ガイドブック 第 2 版, 2005.
- [14] 日本鉄鋼協会: 改訂 5 版 鋼の熱処理, 1969.
- [15] 物質材料研究機構: 物質・材料データベース CCT 線図データベース, 2000.
- [16] 于 麗娜, 仲林佑馬, 才田一幸, 望月正人, 西本和俊, 亀山雅司, 平野伸朗, 千種直樹: 低合金鋼溶接熱影響部の多重熱サイクル過程におけるテンパー効果の定量的検討, 溶接学会論文集第 29 巻第 2 号, pp.107-113, 2011.
- [17] 土木学会鋼構造委員会鋼材規格小委員会: TMCP 鋼の加工性に関する研究, 土木学会論文集第 392 号/I-9, pp.13-22, 1988.
- [18] 小溝裕一: TMCP 鋼とは何か, また, その特性は溶接によってどう変わるのか?, 溶接学会誌第 59 巻第 7 号, pp.16-19, 1990.
- [19] 日本規格協会: 金属材料引張試験片 JIS Z 2201, 2009.
- [20] 日本規格協会: 突合せ溶接継手の引張試験片 JIS Z 3121, 2013.
- [21] 玉越隆史, 大久保雅憲, 石尾真理, 今川雄亮, 薄井王尚: 火災を受けた鋼橋の被災温度推定用塗膜損傷見本の作成, 鋼構造年次論文報告集第 20 巻, pp.523-530, 2012.
- [22] 中澤 一: 金属材料試験マニュアル, 日本規格協会, 1987.