



橋梁における高力ボルトの遅れ破壊

松山晋作*

Delayed Fracture of High Strength Bolts Used for Bridges

Shinsaku MATSUYAMA

1. はじめに

鋼構造物の現場接合の主力がリベットから高力ボルトに移つたのには、構造物の大型化に必要な部材比強度の向上、施工管理の容易さ、高強度材料の開発といった技術的背景と、熟練を要するリベット工の不足、騒音の防止といった社会的な背景があつた。

我が国の高力ボルト適用の経過は、表1に示すように1954年の非調質6T級 ($\sigma_B \geq 60 \text{ kgf/mm}^2$) の鉄道橋への試用から始まつたり。その後1956年より調質8T級 ($\sigma_B \geq 80 \text{ kgf/mm}^2$)、1962年には11T級 ($\sigma_B \geq 110 \text{ kgf/mm}^2$)、1964年には13T級 ($\sigma_B \geq 130 \text{ kgf/mm}^2$) としだいに高強度化が進んだ。ところが、13T級ボルトを適用したすべての橋梁で遅れ破壊を生じたため、1967年のJIS B 1186改訂時には13T級は規格からはずされた。このとき各強度等級の引張強さ範囲に上限が定められF11Tに対しては110~130 kgf/mm²となつた。

この間、経済の高度成長を反映して高力ボルトの需要は急速に拡大し、最強等級となつたF11Tの使用実績は著しく増大した。

11T級以下のボルトについては、一部に熱処理不良による遅れ破壊事例²⁾はあつたものの、正常な11Tならば遅れ破壊は生じないと考えられていた。ところが、

1977年以降規格範囲を完全に満足するF11Tボルトの遅れ破壊事例⁴⁾が報告されるに及んで、11T級でも遅れ破壊の危険性があることがわかり、1979年のJIS改訂時にはF11Tを使用しないように勧告がなされるに至つた。

本報は過去約15年にわたり鉄道橋で生じた高力ボルトの遅れ破壊の事例解析を総括したものである。

2. 高力ボルトの締付条件

ボルトの締付はトルク法によるもので、その基本的な施工条件は次のとおりである。

ボルトの設計軸力 N は降伏点の90%に相当する荷重とし、締付時にねじ面の摩擦によつて導入されるねじり応力成分を考慮した係数を1/1.22とすれば次のように表される。

$$N = \frac{0.9}{1.22} \cdot \sigma_Y \cdot A_e = 0.74 \sigma_Y \cdot A_e \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 σ_Y はボルト材の降伏点で規格に示された耐力範囲の下限値を用いる。 A_e はねじ部有効断面積である。締付トルクは次式により求める。

$$T = kdN_0 \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 k はトルク係数でボルト種別(寸法、熱処理ロットなど)ごとに検定する。 d はボルト公称直径、 N_0

表1 日本における高力ボルト採用の経過

年	ボルト	備考
1954 1956 1957 1958	非調質 60 kgf/mm ² 80 kgf/mm ² 中炭素鋼 80 kgf/mm ² ASTM A 325 90 kgf/mm ² 中炭素鋼	仮設橋のため、14ヶ月後撤去、締付けは降伏点まで橋梁現存し、異状なし、0.825 σ_y まで締付け 千葉火力発電所、輸入品を使用 東京プリジストンビル、0.935 σ_y まで締付け
	鉄道橋 80 kgf/mm ² 、建築は 90 kgf/mm ² の時代が続く	
1962	110 kgf/mm ² SCr 4	橋梁、締付けは 0.825 σ_y
1964	130 kgf/mm ²	橋梁に使用、遅れ破壊が数ヶ月後に発生
	JIS B 1186 (F9T、	F11T、F13T) 制定
1966	60 kgf/mm ² 、打込式	鉄道橋に一般的に採用始まる。120°±30°回転法で締付け
1967 1976 1979 1980	JIS B 1186 改訂され、F8T、F10T、F11T、メートル系となる。F13T 廃止 防錆処理高力ボルト 本四公団規格 HBS B 1102 JIS B 1186 改訂 F11T を () 付として使用しないようにする。太径 M 30 採用 トルシア形高力ボルト (S10T) 規格 (案) JSS 15 (日本鋼構造協会)	

昭和 58 年 1 月 7 日受付 (Received Jan. 7, 1983) (依頼解説)

* 鉄道技術研究所 (Railway Technical Research Institute, JNR, 2-8-38 Hikari-cho Kokubunji 185)

表 2 鉄道橋における高力ボルトの遅れ破壊例

橋梁 No	ボルト強度等級	橋梁架設昭和年月	最初の破損昭和年月	最初の破損までの時間(月)	ボルト破損箇所	ボルト破損数				同一等級ボルト使用本数
						上フランジ	下フランジ	ウェブ	計	
1	11T	38-3	38-5	2	I型主桁上下フランジ	1	1	—	2	720
2	11T	39-9	43-1	40	箱下フランジ	—	3	—	3	5 500
3	11T	40-10	42-2	16	箱上フランジ	7	1	—	10	6 515
4	13T	40-12	42-8	20	I型主桁上下フランジ	7	56	—	63	2 384
5	11T	42-12	45-10	34	箱上フランジ	—	4	—	7	2 686
6	6T	44-3	44-8	5	I型主桁上下フランジ	—	—	—	27	3 095
7	11T	46-7	55-7	108	箱上フランジ	13	4	2	20	7 400
8	11T	48-7	52-6	47	箱上フランジ	—	1	16	17	2 486
9	11T	49-	53-8	~48	箱上フランジ	1	20	—	29	4 536
10	11T	49-	54-5	~60	I型主桁上下フランジ	3	—	—	4	454
11	11T	50-3	55-7	64	箱上フランジ	—	2	1	3	4 000
12	11T	50-5	55-7	62	箱上フランジ	3	1	—	6	15 000
13	11T	50-	55-7	~60	I型主桁上下フランジ	—	1	—	1	—

は目標導入軸力で、リラクゼーションやクリープによる軸力緩和を補うために $N_0 = 1.1N$ とし、10%の増し締めを行う。ただし、後述する F 13 T 級については遅れ破壊の危険性を緩和するために $N_0 = N$ とした。

設計軸力 N は F 11 T では M 22 で 21.7 t, W 7/8 で 21.0 t, F 13 T では W 7/8 で 24.3 t, 目標導入軸力はその 10% 増であるから、F 11 T では M 22 で 23.9 t, W 7/8 で 23.1 t である。

3. 高力ボルトの使用状況と破損経過

鉄道橋においてこれまでに遅れ破壊を生じた高力ボルトの使用状況及び破損経過を橋梁の架設年代順に表 2 に示す。No. 2, 3, 6 および 13 については後述するように熱処理上問題のあつたもので、該当規格範囲を満足していない製品であつた。とくに No. 6 は F 6 T でありながら実際の強度水準は 12 T 級に調質されていたものである。

No. 4 の F 13 T は適用時にすでに道路橋において遅れ破壊の発生がみられていたが、当時遅れ破壊の実態が明らかになつていなかつたため試験的に使用したものである。ただし、締付条件は前述したように軸力緩和を補う 10% の追い締めを行わなかつたので、導入軸力は F 11 T 並である。またこの場合のみは軸部にも防錆のため光明丹を塗布した。

以上に述べたボルト以外は、すべて機械的性質が規格範囲を満足する F 11 T ボルトである。これら F 11 T ボルトにおける破損の大部分は箱桁に用いられていたものに生じた。箱桁は完全な気密構造にはなつておらず、

板の隅部やマンホール蓋には雨水の浸入する隙間があるため、ここに挙げた橋梁ではいずれも桁内部に水が溜つていた。そのため桁内部は湿度が飽和状態で内壁には水滴が付着しており、日照時には温度が上昇して腐食反応を促進したと考えられる。とくに夏期にはボルトの温度は 50°C 程度まで上昇する。このような高温高湿条件は遅れ破壊促進試験法としても用いられており、通常の大気曝露条件よりも遅れ破壊寿命の短縮および破壊発生確率の増大を伴うことが認められている⁵⁾。

ボルトは前述の No. 4 の場合を除いて軸部は無塗装で、締結後に外に出た面だけが塗装された。遅れ破壊を生じた継手で破損していない他のボルトを参考のために抜き取ると、軸部は水滴が付着していたり湿つた状態にあることが多かつた。

破損の最初の発見年月は必ずしも最初の破損発生年月とは一致しない。とくに下フランジのように見えにくい場所での破損は発見が遅れる。しかし一般には最初の破損が発見された時期に破損が集中して生ずることが多いことから、これらの発見年月は破損発生年月と大きな差はないと思われる。ボルト締結後破損発見までの時間は No. 1 および 6 のように数ヶ月のものから、No. 7 のように 9 年にわたるものまでである。しかし破損本数とこれらの寿命との間には明瞭な相関性はない。たとえば、No. 1 は締結後 2 ヶ月で 1 本の破損が発見されたが、その後 14 年間に破損本数は 1 本増えたのみであつた。他方、No. 7 では締結後 9 年経過して破損が発見されたが、その後破損が継続して生じた。

各橋梁におけるボルトの破損はある箇所に集中する傾

向がある。たとえば、箱桁の場合、No. 3 および 7 では上フランジで、No. 4, 5 および 9 では下フランジで、また No. 8 ではウェブでの破損が多かった。一般に同一橋梁用に発注された同一強度等級のボルトは連続炉で熱処理されているために同一品質とみなせるが、No. 3 のみはバッチ型焼もどし炉で処理されたためボルト長さ別に材質が若干異なる可能性がある。また No. 8 以外には箱桁のウェブでの破損がみられないのは、ウェブに F 9 T が使用されているためである。I 型主桁の場合も No. 4 では下フランジの破損が圧倒的に多いのに対し、No. 10 では上フランジにのみ破損を生じている。このようにある箇所に破損が集中する原因は明らかではないが、ボルトの材質によるよりもむしろボルト長さが異なるためにグリップ長さやナット端から不完全ねじ部までの遊びねじ長さの差により軸力に差異を生じたり、下フランジは雨水が溜まりやすいとか、上フランジは日照により温度が上昇しやすいといった環境条件の差異によるものと考えられる。

4. 遅れ破壊したボルトの材質

破損ボルトの化学成分を表 3 に示す。摩擦接合用高力ボルトは開発の初期には中炭素系のクロム鋼、クロムモリブデン鋼が多く用いられてきた。ところが F 13 T の適用に当たって、中炭素鋼では焼もどし特性曲線の勾配の大きい温度領域での焼もどしが避けられず、焼もどし温度のわずかな変化が強度に大きく影響するため、高力ボルト用鋼としては低炭素系鋼種の開発が進められた。No. 4 および 5 はその代表例である。さらに近年では Cr や Mo などの合金元素の高騰化とともに、低廉で焼入性のよい Mn-B 系の材料が多用されるようになった。これらは現行 JIS には該当規格がなく SAE 規格系によっている。

表 4 はボルト製造成績表に記載された機械的性質を示したもので、すでに記録の失われたものについては破損品の軸部最高硬さのみを示した。この硬さは図 1 に示すボルト軸部横断面の硬さ分布で最大値を示す表面下約 3

表 3 遅れ破壊を生じたボルトの化学成分

橋梁 No	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	B	Al	N	Ti	相当規格品
1	0.4	0.25	0.69	—	—	—	1.13	—	0.0008	—	—	—	SCr 440
2	0.38	0.28	0.73	0.013	0.019	0.14	1.02	—	—	—	—	—	SCr 440
3	0.35	0.29	0.69	0.020	0.013	0.18	0.97	0.16	—	—	—	—	SCM435
4	0.20	0.78	1.14	0.017	0.009	0.19	1.36	—	—	—	—	—	—
5	0.19	0.47	1.36	0.009	0.007	—	0.50	—	0.0023	—	—	—	—
6	0.42	0.29	1.50	0.015	0.020	0.020	0.20	—	—	—	—	—	SAE 1541
7	0.32	0.28	0.74	0.010	0.016	—	0.11	—	0.0047	0.015	0.002	0.038	10B30
8	0.33	0.27	0.78	0.017	0.014	0.01	0.17	—	0.0037	—	—	—	10B30
9	0.24	0.28	1.10	0.018	0.026	—	—	—	0.002	0.024	0.0052	—	15B24
10	0.29	0.16	1.57	0.007	0.012	—	0.16	—	0.0020	0.024	0.004	—	15B27
11	0.30	0.23	1.50	0.010	0.012	—	0.14	—	0.002	0.046	—	—	15B36
12	0.32	0.21	1.45	0.010	0.016	—	0.16	—	0.0021	0.023	0.004	0.029	15B36
13	0.25	0.09	0.91	0.025	0.011	—	0.63	—	0.004	0.058	—	—	10B26

表 4 遅れ破壊を生じたボルトの素材および完成品の機械的性質

橋梁 No	素 材 (JIS 4号)					完 成 品				熱 処 理	
	耐 力 kgf/mm ²	引張強さ kgf/mm ²	伸 び %	絞 り %	シャルピー値 kgf·m/cm ²	呼 び 径	破断荷重 (ねじ部) t	硬 さ HRC	1)		2)
1	—	—	—	—	—	W7/8	—	—	—	40	—
2	112	118	16.7	49.0	—	W7/8	36.3	37.1	46	—	850°C OQ 500°C OC
3	117	123	17	53	13.8	W7/8	36.4	37	38	—	860°C OQ 550°C WC
4	122	145	16.1	57.3	7.4	W7/8	44.5	41.6	45	—	870~900°C OQ 275~325°C OC
5	—	—	—	—	—	W7/8	—	—	39	—	—
6	74	90	22	59	15	W7/8	23.2	—	41.5	—	850°C OQ 580°C WC
7	—	—	—	—	—	W7/8	—	—	40	—	—
8	112	120	18.6	62	—	W7/8	35.1	36.0	37.5	—	850~880°C WQ 420~425°C WC
9	113	120	18.0	65.6	—	M22	36.2	36	40.5	—	—
10	113	120	18.0	63.0	—	M22	36.1	37.0	42	—	880°C WQ 420°C WC
11	—	—	—	—	—	M22	—	—	42	—	—
12	—	—	—	—	—	M22	—	—	38	—	—
13	—	—	—	—	—	M22	—	—	44	—	—

注：1) ボルト頭部側面 2) ボルト軸部横断面における最高硬さ

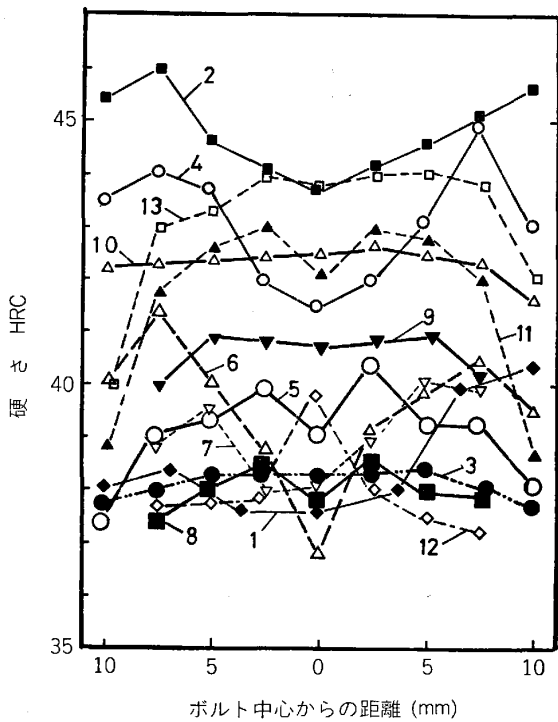


図1 破損ボルト軸部横断面の硬さ分布

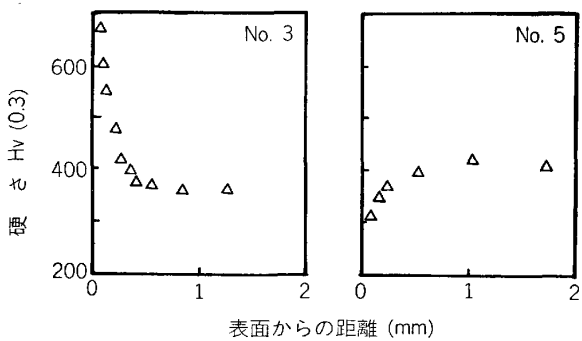


図2 破損ボルト軸部表面下の硬さ分布代表例

mm での値である。表面直下の硬さ分布は、図2に示すように No. 3 のみは硬化層の存在を示し、他は代表例 No. 5 の場合のように軟化層の存在を示した。

ピクリン酸飽和水溶液に表面活性剤としてドデシルベンゼンスルホン酸ナトリウムおよびエーテルを加えた腐食液は、マルテンサイトラスに沿った炭化物などは現出しにくい、旧オーステナイト粒界とマイクロ偏析帯を現出する。ここでマイクロ偏析帯とは、Mn 等の樹枝状晶間偏析に起因し圧延方向に帯状に現出されるもので、顕微鏡組織的には均一な焼もどしマルテンサイト相である。

旧オーステナイト粒界が現れるのはPの粒界偏析によるものであり、粒界の現出されやすさは遅れ破壊感受性の一つの目安となる⁹⁾。写真1は破損ボルト鋼の粒界現出度の代表的な3例である。粒界が全面に現出されたの

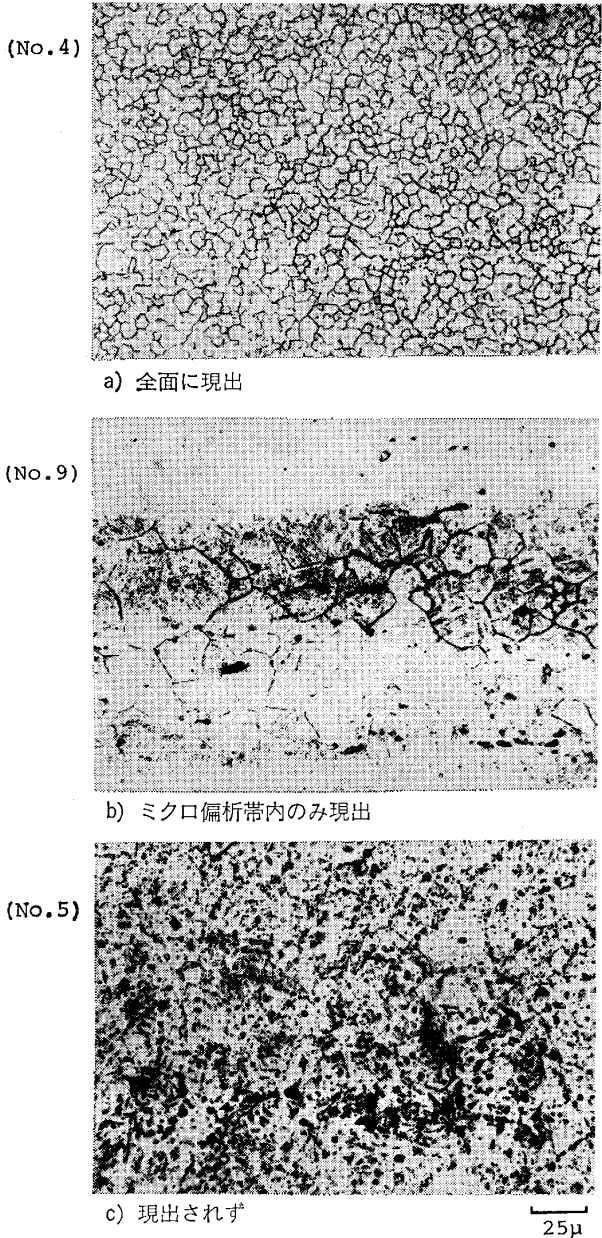


写真1 旧オーステナイト粒界の現出度

は No. 1, 4, マイクロ偏析帯の中でのみ現出されたのは No. 2, 3, 7, 8, 9, 12, 13, 現出されにくかつたのは No. 5, 10, 11 であつた。

5. 破損の統計的特徴

5.1 ボルト破損の確率分布

No. 4 の F 13 T ボルトについてはボルト破損が継手の強度を急速に低下させる程多くはないこと、橋梁下が河川で破損ボルトが落下しても危険がないなどの理由から、約 15 年間にわたり破損傾向を観察した。この結果をワイブル確率紙にプロットしたのが図3である。

二母数ワイブル分布の確率密度関数は、寿命を t とすると、

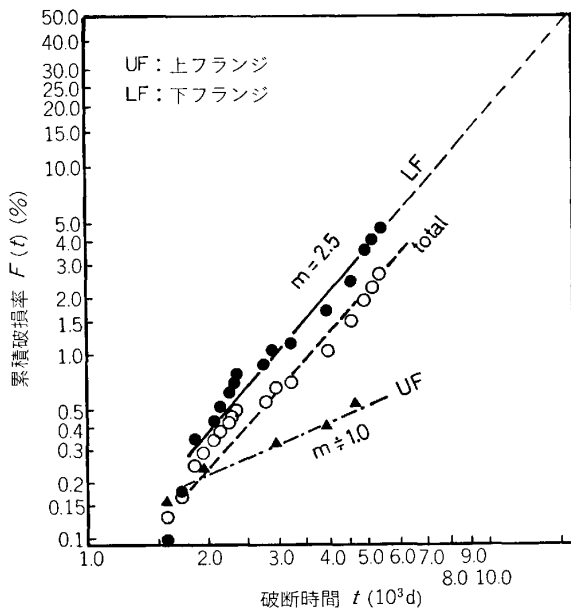


図 3 F13Tボルトの破断寿命のワイブル・プロット

$$f(t) = \frac{m}{\alpha} t^{m-1} \exp\left(-\frac{t^m}{\alpha}\right) \dots\dots\dots (3)$$

また故障率関数は

$$\lambda(t) = \frac{m}{\alpha} t^{m-1} \dots\dots\dots (4)$$

と表される。ここで m は形状母数、 α は尺度母数である。

$m < 1$ ならば故障率 $\lambda(t)$ は時間と共に低下する初期故障形、 $m = 1$ ならば指数分布になり $\lambda(t)$ が時間によらず一定な偶発故障形、 $m > 1$ ならば時間の経過と共に $\lambda(t)$ が増大する摩耗故障形の破損分布になる。

図3にみられるように上フランジ継手(UF)と下フランジ継手(LF)を別々にプロットすると、上フランジでは $m=1$ 、下フランジでは $m=2.5$ となる。すなわち、上フランジでは偶発形破損を示すから、毎年ある一定数のボルトを補充すればよいが、下フランジでは年々破損率が増加するので保守上問題となる。橋梁全体では下フランジの破損率が高いので下フランジの破損傾向に従う。鉄道橋では継手のすべりに対する安全率を1.8として設計するから、ボルトの44%が破損すれば橋梁は変状する。

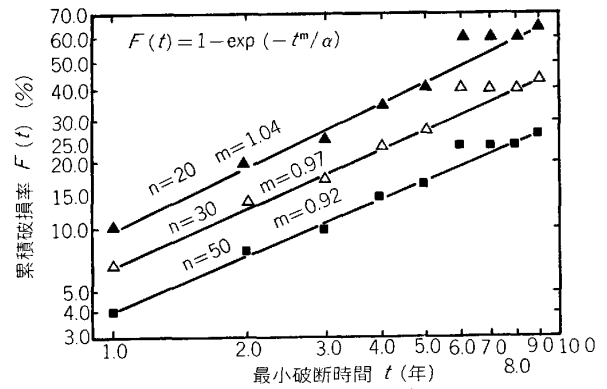


図 4 各橋梁における破損ボルトの最小破断時間のワイブル・プロット (n:破損を生ずる可能性のある橋梁数)

上の結果から累積破損率が44%に達する年数は約40年と推定される。

5.2 最初のボルト破損を生ずるまでの寿命分布

表2に示したボルトの破損が最初に発見されるまでの時間をその橋梁での最小ボルト破損寿命として、1年ごとの頻度を考える。この仮定は前述したように最初の破損が発見された後に破損件数が集中する傾向があることから大きな誤りではないと考えられる。各橋梁ごとのボルト破損確率分布は明らかではないが、最小寿命の分布は遅れ破壊を生ずる可能性のある橋梁数を n とすれば、図4のように二母数ワイブル分布で表せる。図から明らかのように $m \leq 1$ であり、 n が大きくなる程初期故障形になることがわかる。

現在 F11T の使用は中止されているから、これまでに F11T を用いて遅れ破壊を生じなかつた橋梁で今後遅れ破壊を生ずる確率は時間と共に小さくなると考えられる。

しかしながら、No.7のように9年後に破壊を生じはじめる例もあるから、施工後10年未満の橋梁ではなお監視が必要と考えられる。

6. 高力ボルトの使用環境⁷⁾

高力ボルトの腐食状況を調べるために、高力ボルトを使用しはじめた初期の橋梁ならびに表2に掲げた遅れ破壊発生橋梁から8橋梁を選び主桁、横桁、鋼脚柱などが

表 5 腐食調査のために採取したボルトの使用経歴および材質

橋梁 No	梁構造	遅れ破壊の有無	使用経過年数	ボルト製造方法		ボルト軸部横断面最高硬さ HRC	硬さから推定した引張強さ kgf/mm^2
				熱処理	ねじ製作		
A	I型	無	19	圧延	のままで	19.9	75
B	I型	無	19	焼入	のままで	26.5	85
C	I型	無	16	焼入	のままで	39.5	125
1	I型	無	14	"	ねじ	38.7	122
D	I型	無	11	"	ねじ	33.7	105
3	I型	有	8	"	ねじ	38.8	120
5	I型	有	9	"	ねじ	41.8	135
8	I型	有	4	"	ねじ	39	120

表 6 ボルト軸部から採取した腐食生成物の分析

橋 梁 No	α -FeOOH	γ -FeOOH	Fe ₃ O ₄
A			VW
B			VS
C	W		M
1	M	W	S
D	W		VS
3	M	W	VS
5		VW	VS
8	VW	VW	VS

回折強度の5段階表示。
VS: 非常に強い, S: 強い, M: 中程度, W: 弱い,
VW: 非常に弱い

ら W 7/8 のボルトを採取した。ボルトの使用されていた桁構造、顕微鏡組織から推定したボルト製造法、硬さの一覧を表5に示す。

供試ボルトの軸部から鉄さびを採取しその組成を同定するとともに軸部表面の凹凸を観察した。

鉄さびの分析結果を表6に示す。ボルト締結時に密閉された状態で生じた不安定なさびは、酸素の豊富な大気に曝すと安定なさび系に変化するので、これらの結果は使用中に生じたさび形態とは必ずしも一致はしないと考えられる。

常温大気中で生成される鉄の腐食生成物の主なものは、オキシ水酸化鉄の Goethite (α -FeOOH) と Lepidocrocite (γ -FeOOH) 及び Magnetite (Fe₃O₄) などであるが、大気中の汚染因子の影響によりこれらの相対的割合は異なる。たとえば、都市や工業地帯のように亜硫酸ガスが含まれる環境では、 α -FeOOH が主成分となる。この場合同時に検出されることの多い γ -FeOOH は不安定でしだいに α -FeOOH に変化する。他方、海岸など Cl⁻ の濃度が高い環境では β -FeOOH が見出されるのが特徴である⁹⁾。表6の結果では Fe₃O₄ が主成分であるが、No. 1, 3 では SO₂ の影響がみられ α -FeOOH の生成が他よりも優勢であつた。No. A は建造物内でありボルトも非調質で熱処理による酸化膜もなく金属光沢を呈していた。遅れ破壊を生じた橋梁にのみ γ -FeOOH が検出されたが、さびの不安定さを考えると破壊と直接的な関係を示すというよりはむしろ水の浸入

した形跡を示しているものと考えられる。なお β -FeOOH はいずれの橋梁でも認められなかつた。

各ボルトの表面凹凸は熱処理肌の状態と同一であり、これらボルトの使用環境は著しい孔食や全面腐食を生ぜしめるものではないと判断された。

表5に示した硬さからすれば No. C は遅れ破壊を十分生じうる強度水準にあるが、このボルトは雨の直接かからない鋼脚柱に使用されており腐食反応が生じなかつたために破壊しなかつたものと考えられる。

7. 破 壊 形 態

7.1 ボルトの破断部位

ボルトの破断部位を首下、軸部、不完全ねじ、遊びねじ、ナットかかり端、ナット内ねじの6箇所に分類して示すと表7のようになる。破損ボルトのうち一部は紛失してこれらの詳細が不明のものがあるためこの表の破損総数は表2のそれと必ずしも一致しない。

規格では首下に 10° のくさびを入れて引張つたとき首下で破断してはならないことが規定されているから、一般にはねじ部が最弱点である。遅れ破壊の場合も不完全ねじ部の破断が多いが、No. 3, 4, 5 では首下破断が多かつた。

この理由として第一に、これらがいずれも頭が下向きの場合で多発したことから水滴が首下にたまりやすかつたこと、第二に首下 r の大きいボルトが座金の打ち抜き出口側の r の小さい部分と組み合わせつて首下にあたりを生じ、荷重が集中したことが考えられる。

No. 7, 9 にみられた軸部の破断は首下に近い部分であつたが、応力集中部である首下丸み部分より 5~10 mm 離れた位置であり、孔食がき裂発生源になつたものと考えられる。これらの橋梁ではボルトの腐食程度は他の橋梁より著しかつた。

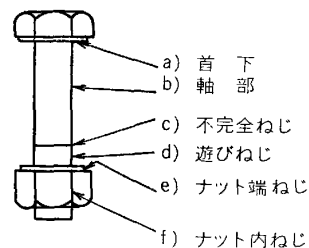
7.2 破 面

破面は破損が発見された時点ではさびていることが多く、とくに起点付近の詳細な観察が困難な場合が多い。

写真2に破面外観の例を示す。破壊起点は(a)のように一箇所の場合が多いが、(b)のように2~3箇所の場合

表 7 ボルト破断部位の分布

橋梁 No	破 断 部 位					
	a	b	c	d	e	f
1	1	0	0	0	0	0
2	1	0	2	0	0	0
3	7	0	0	2	0	0
4	26	0	(14)	0
5	4	0	0	0	0	0
6	0	0	7	4	2	0
7	2	2	5	3	1	0
8	0	0	9	5	2	0
9	0	4	5	10	1	1
10	0	0	2	0	1	0
11	0	0	1	1	2	0
12	0	0	1	1	1	0
13	0	0	1	0	0	0



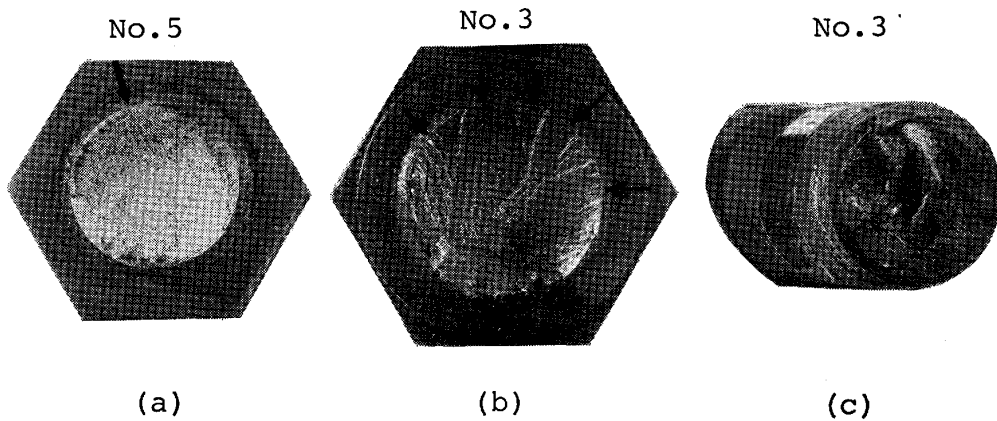


写真 2 破面外観の代表例

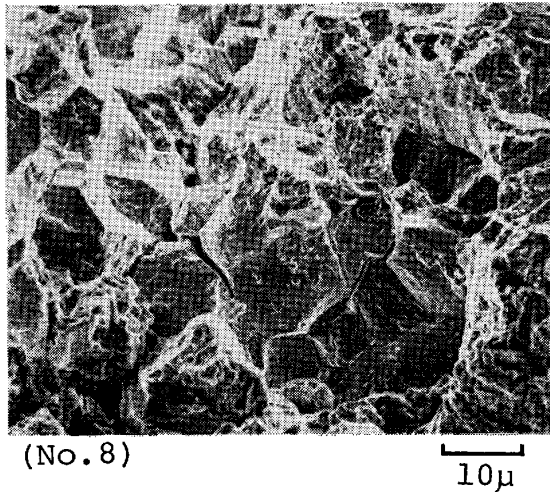


写真 3 破面起点部にみられる粒界割れ

合もある。とくに表面下に硬化層の存在していた No. 3 では円周状に多数の起点が認められた。

写真 3 は起点部を走査型電子顕微鏡で拡大観察した例で、一般に旧オーステナイト粒界割れがみられた。

写真 2 の (c) はボルト軸方向に沿った縦割れがみられた例で、前述の腐食液を用いるとき裂はマイクロ偏析帯に沿った粒界割れであることが示された。

8. 遅れ破壊感受性と材質的問題点

一部の橋梁については、ボルト破損を生じた継手から破損していないボルトを数本採取し、これから試験片を削出して JIS 原案による遅れ破壊試験[†]を行った。この結果得られた遅れ破壊曲線を図 5 に示す。これより求めた 100 時間強度を遅れ破壊限度 σ_d とし、大気中での切り欠き曲げ強さ σ_0 に対する比を遅れ破壊限度比とする。これらの結果を硬さの順に並べて比較すると表 8 の

[†] 先端半径 0.1mm、深さ 2mm、開き角 45° の V 切り欠きを片側に有する 10×10mm 断面の角棒切り欠き曲げ試験片を pH=2.0 の緩衝溶液（酢酸ナトリウム+塩酸）中で定荷重片持曲げ負荷を与えて破断寿命を求め、遅れ破壊曲線を求める方法⁹⁾。

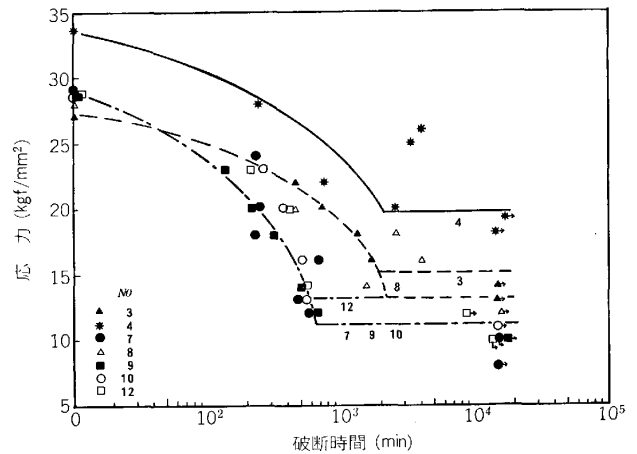


図 5 破損ボルト鋼の遅れ破壊試験結果 (JIS 原案法)

ようになる。

ここにみられる特徴は、第一に遅れ破壊感受性は必ずしも硬さの順とは一致しないこと、第二は破壊感受性を大きい順に大別すると $\sigma_d/\sigma_0=0.42\sim0.45$ (No. 7, 9, 10, 12), $\sigma_d/\sigma_0=0.50$ (No. 8), $\sigma_d/\sigma_0=0.58\sim0.60$ (No. 3, 4) の三つに分けられること、第三は F 13 T (No. 4) は高強度であるにもかかわらず破壊感受性は $\sigma_d/\sigma_0=0.60$ と最小であったことである。

試験片は切り欠きがボルト表面直下になるよう採取したが、切り欠き底部は前述のように硬化層や軟化層のあるボルト表面とは破壊感受性が異なることのほか、使用条件などの諸条件が異なるために実橋での結果と促進試験結果にある程度差異を生ずるのは避けられない。

表 8 には参考のために、梁構造、B および P 含有率、粒界の腐食による現出度を分類して示した。破損本数は前述のように観察期間の長さや使用条件に依存するから材料の破壊感受性を必ずしも反映しないためここでは考察の対象とはしなかつた。

遅れ破壊を生じたボルトの最小硬さは HRC 37.5 であった。これは従来の実験結果¹⁰⁾で認められている最小

表 8 破損ボルト鋼の遅れ破壊感受性と材質

橋 梁 No	8	12	3	5	1	7	9	6	11	10	13	4	2
梁 構 造 ¹⁾	B	B	B	B	I	B	B	I	B	I	I	I	B
硬 さ HRC	37.5	38	38	39	40	40	40.5	41	42	42	44	45	46
遅れ破壊限度 σ_d (kgf/mm ²)	121	113	138	—	—	105	105	—	—	113	—	175	—
切欠曲げ強さ σ_0 (kgf/mm ²)	244	250	236	—	—	253	249	—	—	249	—	290	—
遅れ破壊限度比 σ_d/σ_0	0.50	0.48	0.58	—	—	0.42	0.42	—	—	0.45	—	0.60	—
B 含 有 率 ppm	37	40	—	23	8	47	20	—	20	4	—	—	—
P 含 有 率 ppm	170	100	200	90	—	100	180	150	100	70	—	170	130
粒 界 現 出 度 ²⁾	b	b	b	c	a	b	b	—	c	c	b	a	a

注) ¹⁾B: 箱桁, I: I形桁. ²⁾a: 全面, b: 偏析帯内のみ, c: 現出されず.
 □は, HRC \geq 41, B \geq 25, P $>$ 150, 粒界現出度 a の範囲を示す.

強度, $\sigma_B=130$ kgf/mm², 硬さ HRC=41 に比べると低い値である。したがって HRC<41 で破壊を生じたボルトの場合, 何らかの材質的鋭敏化原因があつたと推定される。

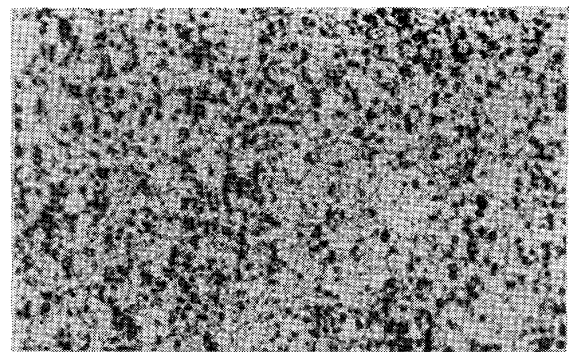
その第一は浸炭である。表面下の硬さ分布から浸炭傾向が明瞭なのは No. 3 のみであつた。No. 3 は破損していないボルトにも首下やねじ谷に粒界き裂を生じているものが多数あつた。この残存き裂は図 2 に示す HV \geq 400 の硬化域に生じ平均長さは 0.2 mm であつた。同一の継手に使用されたボルトのうちには硬さが HRC 41 を越えるものもあつたが, 表面硬化層がない場合には残存き裂はみられなかつた。

機械ボルトのように疲労強度が問題になる場合には, 熱処理時の脱炭は避けなければならないが, 遅れ破壊が対象になる場合にはむしろ脱炭傾向が望ましい。

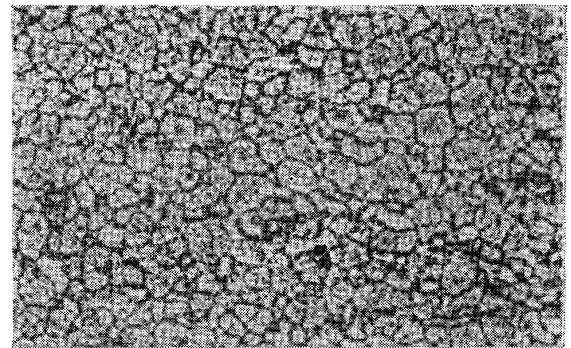
材質的鋭敏化原因の第二は粒界不純物偏析による粒界脆化である。市販の低合金鋼で粒界脆化を生ぜしめる主なものは P である。P の粒界偏析は前述のピクリン酸系腐食液で検出されるが, 一般に焼もどし温度が高くなると検出が困難になる。表 2 に示すように低強度側で粒界現出度が低下するのはこのためである。この現象は焼もどし温度の上昇と共に P の偏析量が減少するためではなく, 炭化物の粒界析出形態と関連した粒界腐食度の変化によるものと考えられる¹¹⁾。粒界割れは粒界が現出される場合に生じやすいから, この場合にも P の偏析だけでなく炭化物の析出形態が重要な寄与をしていると考えられる¹²⁾。すなわち焼もどし温度が上昇すれば粒界炭化物が凝集し, 転位障害効果が減少するため粒界割れ感受性は低下する。市販鋼の場合, 低磷化には限度があるから, 炭化物形態制御すなわち焼もどし温度管理が重要である。

なお S も粒界に偏析するが, 1050°C 以下でオーステナイト化した場合には, S が単独で存在するよりも硫化物として析出するため粒界凝集力低下に寄与しないという結果¹³⁾がある。

第三は破壊感受性の大きいボルト材に含有されている



No. 8



No. 9

50μ

写真 4 α トラックエッチング法による B の分布状態

B である。一般に焼入性向上に必要な B の最適添加量は 3~25 ppm といわれている¹⁴⁾¹⁵⁾。これに対し No. 7, 8, 12 では明らかにこの範囲を越えている。過剰に B が含まれると粒界に硼炭化物 $Fe_{23}(B, C)_6$ が析出する¹⁴⁾¹⁵⁾。写真 4 は No. 8, 9 の軸部表面下における B の分布状態を α トラック・エッチング法¹⁶⁾で観察したものである。この結果では, No. 9 は粒界に B が存在しているが, No. 8 ではその傾向がみられない。しかし両者共に粒界割れを生じているから B が粒界割れの原因であるとは必ずしも結論できないが, 硼炭化物が粒界炭化物と同様の機能を果たすことによつて粒界割れ感受性を高めることはあるかも知れない。

9. ま と め

実橋における高力ボルトの遅れ破壊に関する事例解析結果をまとめると次のようになる。

1) 橋梁の桁構造別にみると箱桁における損傷例が多かった。これは桁内部に水が溜まるために日照時には高温高湿条件となり腐食反応が生じやすいためである。したがって、箱桁には水抜き孔を設けて桁内部が乾燥状態を保つようにすることが破損防止上必要である。

2) 橋梁によつて破損が上フランジ、ウェブ、下フランジなどのある箇所に集中する傾向が認められた。この原因は明らかではないが、ボルトの遊びねじ長さ、水滴の溜まりやすさ、温度上昇度など、ボルトの製造ロット別に生ずる材質の差異以外の要因が考えられる。

3) ボルトの破断部位は不完全ねじ部が一般的には多いが、橋梁によつては首下破断が多発する場合もあつた。規格上は首下はねじ部より強い筈であるから、首下破断を生ずる理由には、第一に頭が下向きの場合首下に水滴が溜まりやすいこと、第二に首下の丸み部に座金の角あたり荷重が集中したことが考えられる。とくに後者の場合には座金が遅れ破壊してボルト孔内部への水の浸入を容易にすることもある¹⁰⁾ので、座金の内側隅は十分面とりする必要がある。

4) F 13 T (No. 4) を適用した唯一の橋梁で約 15 年間にわたりボルトの破損傾向を追跡調査した。その結果ボルト破損の確率分布は二母数ワイブル分布に従うことが認められた。継手のすべりに対する安全率を考えると、破損の補修をしなかつた場合にはこの橋梁は約 40 年で変状を生ずると推定された。

5) F 11 T を使用した橋梁で最初の破損を生ずるまでの寿命分布も二母数ワイブル分布で表され、故障率が時間と共に低下する傾向を示した。現在 F 11 T の使用は中止されているから、すでに F 11 T を使用している既設の橋梁での遅れ破壊事例は今後減少傾向にあると推定される。

6) 高力ボルトを適用した初期の橋梁や遅れ破壊を発生した橋梁についてボルトを採取して軸部の鉄さびの分析を行った。直接雨に曝された箇所や箱桁ではボルトが湿つた状態にあるものが多かつたが、鉄さびの組成からも水の存在が認められた。遅れ破壊は水の存在下で腐食反応の結果生ずる水素により誘起されるもので、乾燥状態で使用されていれば遅れ破壊は生じない。

7) 破面の破壊起点部には旧オーステナイト粒界割れがみられた。材料によつては破壊途中で圧延方向にマイクロ偏析帯に沿つて粒界割れを生ずる縦割れが認められた。

8) 遅れ破壊を生じたボルトの最小硬さは HRC 37.5 であつた。従来の実験から得られた遅れ破壊を生ずる限界硬さは HRC 41 であるから、HRC < 41 で破損した

ボルトは材質の鋭敏化原因があつたと考えられる。その原因として、浸炭による表面硬化、P の粒界偏析、B の粒界における存在などが考えられた。これらの原因の検討から、熱処理炉の雰囲気は脱炭傾向にすること、可能な限り低磷の高純度鋼を用いること、B 添加は必要最小量にすることなどが高力ボルトの信頼度を高めるために必要であると結論される。しかし市販鋼では高純化には限度があるから粒界炭化物が十分凝集するまで焼もどし温度を高めることが必要である。

9) 一般に炭素量が多いと焼もどし軟化曲線の勾配が急になり、焼もどし温度変化の硬さへの影響が大きくなるから、炭素量の多い鋼種で高強度化するの望ましいことではない。またバッチ型焼もどし炉のように装入方法によつては温度むらを生ずる場合には、一部に焼もどしが不十分で硬さの高い製品が混入する可能性があるので注意が必要である。

10. あとがき

実用上の遅れ破壊は 1950 年代に米国で航空機用高力ボルトのめつき脆性として問題化した。我が国で最初に問題になつたのはここに紹介した橋梁用高力ボルトの破損である。

その発端になつたのは F 13 T ボルトの実用化であつたが、その経験が我が国の水素脆性研究の発展に対する大きな衝撃となつた。その後この分野での研究は精力的に進められ、実用的な問題点は周知のものとなつている筈であるが、とくに JIS B 1186 以外の各種高力ボルトにはなお破損事例が跡を絶たない。これが破損事例の単なる歴史的総括以外に本稿をまとめたもう一つの動機でもある。

本調査に当たつては、埼玉大学、田島二郎教授の有益な御教示、国鉄構造物設計事務所、佐々木秀弥氏、鉄道技術研究所、青木純久、末木清高、石井羊子諸氏及び高力ボルトメーカーの御協力を賜つた。また α トラック・エッチングは新日鉄、基礎研究所に御協力をいただいた。ここに記して謝意を表します。

文 献

- 1) 田島二郎：高力ボルト 摩擦接合概説 (1966) [技報堂]
- 2) 伊藤 篤，松山晋作：鉄道技術研究資料，26 (1969)，p. 93
- 3) 松山晋作：鉄道技術研究資料，28 (1971)，p. 32
- 4) 青木純久，松山晋作：鉄道技術研究資料，36 (1979)，p. 245
- 5) 鈴木信一：水素による遅れ破壊の機構 (鉄鋼基礎共同研究会，遅れ破壊部会報告書) (1975) p. 179 [日本鉄鋼協会]
- 6) 松山晋作：鉄と鋼，69 (1983)，p. 136
- 7) 松山晋作，末木清高，石井羊子，滝永 進，佐々木秀弥：鉄道技術研究資料，38 (1981)，p. 373
- 8) 青山芳夫：色材，39 (1976)，p. 305
- 9) 建材試験センター：構造材料の安全性に関する標

- 準化のための調査研究・報告書 (1981, 3), p. 72
- 10) ボルト強度班: JSSC, 15 (1979) 158, p. 21
 - 11) 山中和夫, 大森靖也: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 1162
 - 12) C. L. BRIANT and S. K. BANERJI: Metall. Trans., 10 A (1979), p. 1151
 - 13) C. L. BRIANT and S. K. BANERJI: Metall.

- Trans., 12 A (1981), p. 309
- 14) 渡辺征一, 大谷泰夫, 邦武立郎: 鉄と鋼, 64 (1978), p. 113
- 15) G. F. MELLO, P. R. SLIMMON, and P. P. PODGURSKY: Metall. Trans., 4 (1973), p. 2279
- 16) J. D. HUGHES and G. T. ROGERS: J. Inst. Metals, 95 (1967), p. 299

統 計

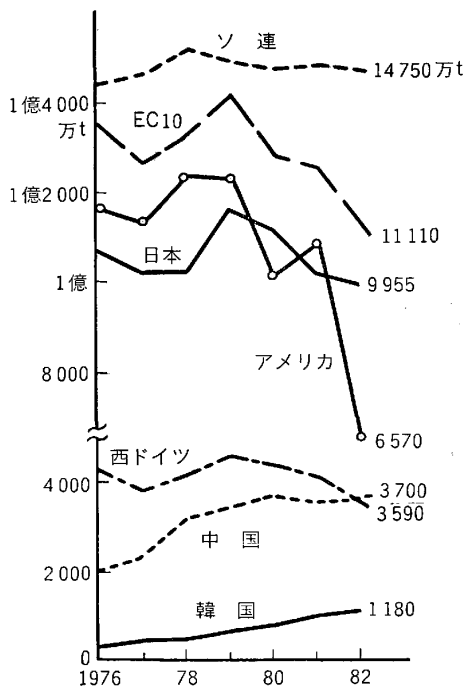
1982 年の内外鉄鋼業

世界同時不況を背景とした 1982 年の内外鉄鋼業は、西側先進諸国ではわが国の粗鋼生産 10 年ぶりの 1 億 t 割れ、アメリカの 40% を切る低操業、EC の強制減産措置の延長など、いずれも極度の需要不振と大幅減産に見舞われ、この苦境克服が共通の課題であった。

また、共産圏諸国では、ソ連は 1982 年も計画を下回る生産となり、粗鋼 1.5 億 t への回復はできなかつた。ポーランドの生産も引き続き後退した。ただ、中国の生産が順調に回復し、粗鋼生産高で大幅減となつた西ドイツを上回つた。

中進製鉄国でも総じて不振は避けられなかつたが、

主要国の粗鋼生産推移



韓国、台湾の生産は増大した。

この結果、1982 年の世界粗鋼生産高は 6 億 4 500 万 t と前年実績を 9.1% 下回つて 7 億 t の大台を 5 年ぶりに割つた。

わが国鉄鋼業は、内外需要の不振と在庫調整の遅れによつて年央以降、大幅減産を余儀なくされ、高炉の相次ぐ休止や雇用調整などが進められた。こうした中で輸入鋼材は増勢をたどり、安値輸入品の市況への影響が問題となつた。

世界の粗鋼生産高 (単位: 100 万 t, %)

順位	国名	1982	増減率 82/81(%)
1	ソ連	147.5	△ 0.7
2	日本	99.5	△ 2.1
3	アメリカ	65.7 (67.2)	△ 40.1 (△ 40.1)
	EC 10 各国計	111.1	△ 11.9
4	中国	37.0	△ 3.9
5	西ドイツ	35.9	△ 13.7
6	イタリア	24.0	△ 3.2
7	フランス	18.4	△ 13.2
8	チェコスロバキア	15.0	△ 2.0
9	ポーランド	15.0	△ 4.5
10	イギリス	13.8	△ 9.8
11	スペイン	13.1	△ 1.6
12	ブルンジ	13.0	△ 1.5
13	ルーマニア	13.0	△ 0.0
14	カナダ	12.1	△ 18.2
15	韓国	11.8	△ 9.3
16	インド	11.1	△ 2.8
17	ベルギー	9.7	△ 21.1
18	南アフリカ(共)	8.6	△ 4.4
19	メキシコ	7.1	△ 6.6
20	東ドイツ	7.1	△ 5.3
	世界合計	645.0	△ 9.1

出所: 日本: 鉄連生産速報, EC 各国: 鉄連欧州事務所からの報告, ソ連, 北朝鮮: 鉄連海外調査部調べ, その他各国: IISI 粗鋼生産速報, 国連統計月報, その他資料により推定。
(注) アメリカの()内の数字は鋳鋼業者の生産を含む数量で, 世界合計はこの数値に基づいて算出されている。表の△印は減少を示す。