

論 文

鋼の靱性におよぼす熔融塩浸漬法による
炭化物被覆の影響

© 1986 ISIJ

新井 透*・太田 幸夫*²・小松 登*Effect of Carbide Coatings by Salt Bath Immersion on Toughness
of Steels

Tohru ARAI, Yukio OHTA and Noboru KOMATSU

Synopsis :

Various steels were carbide-coated by immersing in a molten borax bath. Dynamic and static bending tests were made with these specimens in order to clarify the effects of kinds of carbide layers and substrate steels, layer thicknesses and tempering temperatures on their rupture strengths and crack formations in carbide layers.

(1) In dynamic bending, the absorbed energy for rupture of carbide coated steels are almost the same as those of hardened steels.

(2) In static bending, the following three cases were observed. If substrate steels were brittle, rupture load and strain were not decreased by carbide coating, because the substrate steels ruptured at smaller load and strain than those for cracks generating in the carbide layer. If the substrate steels were tough, the rupture load and strain were not decreased, because cracks generated in the carbide layer did not induce substrate cracks. If the substrate steels had medium toughness, the rupture strength and strain decreased, because cracking in the carbide layer induced substrate cracks.

1. 結 言

炭化物は極めて硬く耐摩耗性、耐焼付き性が著しく優れているほか、耐食性にも富んでいる。近年、この優れた特性を有効に利用する手段として CVD、PVD および熔融塩浸漬法による炭化物被覆処理技術が注目され、既に行っている分野で実用^{1)~4)}されて大きな効果をあげている。しかし、炭化物層はその高い硬さから考えて、母材である鋼に比べて脆いものであると考えられるため、表面に被覆すれば、母材の靱性に対して何らかの影響があると考えられる。これは炭化物被覆処理を実用上で非常に重要な問題であり、その影響を明らかにする必要がある。

我々は硼砂を主剤とする熔融塩浴中に被処理物を浸漬する方法で、表面に炭化物層を形成させる技術^{5)~7)}を開発し、その処理材の持つ特性を調べるための一連の実験を実施している^{8)~14)}。本報告では、それらのうち炭化物被覆鋼の靱性に対する炭化物層および母材に関する諸因子の影響、炭化物被覆鋼の破壊挙動について検討した結果を述べる。

熔融塩浸漬法による炭化物被覆処理鋼の靱性に関する

研究としては、H. C. CHILD らによつてほかの表面処理鋼との比較として報告されているのが見られるが¹⁵⁾、被覆鋼の破壊挙動にまで触れていない。また、類似の表面処理技術である CVD や PVD による炭化物被覆鋼についても、破壊挙動はもとより靱性についての報告はほとんど見られない¹⁶⁾¹⁷⁾。

2. 方 法

2.1 試験方法

3点曲げ試験とアイゾットタイプの衝撃試験を行った。また、炭化物層のクラック発生と母材の破断との関係を明らかにするため、曲げ応力により炭化物層にクラックが発生する変形量を3点曲げ試験および4点曲げ試験によつて測定した。

衝撃試験には、17 kg·m 容量のアイゾット衝撃試験機を用いた。

曲げ試験には油圧式 10 t 万能試験機を用い、3点曲げ試験では、支点間距離 50 mm の中央部 1 点に約 0.5 mm/min の速度で負荷し、破断荷重、破断たわみ量を求めた。

4点曲げ試験では、支点間距離 50 mm の中央から 5 mm ずつ離れた 2 点に均等に任意の負荷を約 0.5 mm/

昭和 56 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 60 年 10 月 11 日 受付 (Received Oct. 11, 1985)

* (株)豊田中央研究所 工博 (Toyota Central Research and Development Laboratories Inc.)

*² (株)豊田中央研究所 (Toyota Central Research and Development Laboratories Inc., 41-1 Aza-Yokomichi Ooaza-Nagakute Nagakute-cho Aichi-gun Aichi pref. 480-11)

min の速度で負荷し、除荷した後引張り側、圧縮側に発生したクラックを肉眼あるいは顕微鏡で観察した。同一素材から加工して同一熱処理した試験片を 10~20 本準備し、各設定荷重ごとに一本を使用してクラック発生荷重、たわみ量をできるだけ狭い範囲で求めようとした。

また上記の 3 点曲げ試験においては、10 mm 厚 負荷圧子の平行部に ϕ 10 mm のアコースティックエミッション (Acoustic Emission-以下 AE と記す) トランスデューサー (Transducer) を取り付けて、約 0.5 mm/min の速度で負荷を加えながら試験片の引張り側のクラック発生に伴うノイズを検出し、クラック発生荷重、たわみ量を求めた。AE 監視装置は Dunegan-Endevco 社製 3000 シリーズであり、トランスデューサーは同社製 D-140B 型である。

曲げ試験における荷重は万能試験機から読み取り、たわみ量は差動トランスを用いて測定した。また、クラック発生時におけるその部分のひずみ量を測定するため、3 点曲げ試験片の引張り側の最大応力負荷部 (負荷圧子の直下) にゲージ長 1 mm の抵抗線ひずみゲージを貼り付けた。一部の試験では破断までのひずみを直接測定したが、一部の試験では代表的な試験片として母材鋼種、炭化物層種類、焼もどし温度を選び、これらにひずみゲージを付けて荷重、たわみ量とひずみ量の関係を求め、これをクラック発生時および破断時のひずみ量の推定に用いた。ひずみが大きくなるとゲージが局部的に剥がれ始める場合があり、測定値に信頼性がなくなるため測定限界を 2% とし、それ以上のひずみは測定不能として取り扱った。

2.2 試験片

試験片用母材として用いた鋼は、その組成を Table

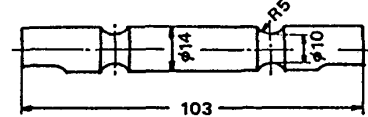
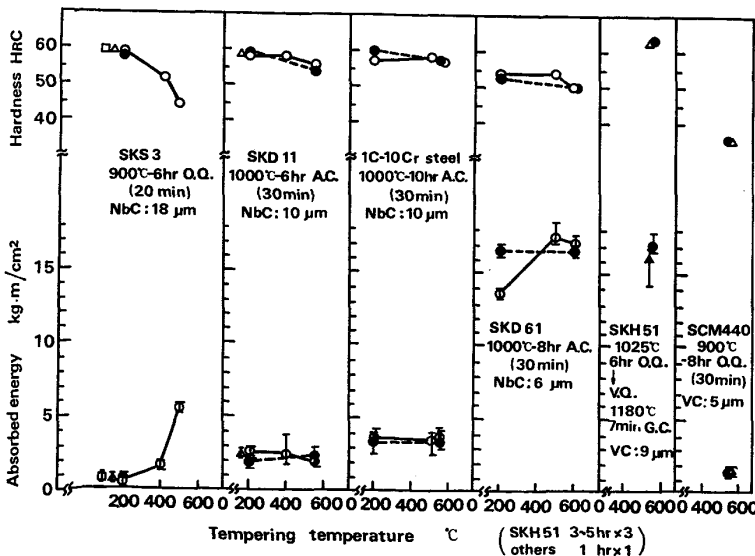
Table 1. Chemical composition of specimens (wt%).

Steel	Element *1	C	Si	Mn	Cr	Mo	W	V
		b	0.96	0.26	0.72	0.10	—	—
SK4	d	0.95	0.19	0.67	0.08	—	—	—
	e	0.90	0.16	0.69	0.13	—	—	—
	d	1.07	0.26	0.40	0.36	—	0.92	0.14
SKS21	a	0.96	0.28	0.99	0.56	—	0.50	—
	b	0.97	0.25	0.95	0.99	0.03	0.97	—
SKS3	a	1.40	0.32	0.39	11.90	0.80	—	0.25
	b	1.40	0.28	0.30	11.45	1.05	—	0.35
	b, d	1.47	0.26	0.42	12.81	1.00	—	0.35
	c	1.56	0.30	0.39	11.23	0.99	—	0.29
	e	1.56	0.33	0.41	12.25	0.84	—	0.24
*2 IC-10Cr steel	a, b	1.00	—	0.50	10.00	1.00	—	0.30
SKD61	a	0.37	1.10	0.43	5.05	1.22	—	0.57
	b	0.35	0.99	0.42	5.20	1.25	—	0.88
	d	0.36	0.95	0.38	5.14	1.22	—	0.86
	e	0.37	1.08	0.50	5.34	1.22	—	0.86
SKH51	a	0.88	0.35	0.31	4.02	4.85	6.04	1.81
	b, e	0.88	0.27	0.29	4.03	4.85	6.20	1.92
SCM440	a	0.42	0.22	0.77	0.93	0.16	—	—

*1 a: Impact test,
b: 3 points static bending test,
c: 3 points static bending test (notched specimens),
d: 3 points static bending test by use of AE monitoring,
e: 4 points static bending test.
*2 Center values of standard.

1 に示した 8 鋼種であり、表中の IC-10Cr 鋼は SKD 11 の靱性改良鋼として市販されている鋼である。

衝撃試験に用いた試験片は、その形状、寸法を Fig. 1 に示すような環状 C ノッチ付試験片で、形状係数 K_t



● Hardened
○ NbC coated
△ VC coated
□ Cr-C coated
(NbC, VC coating)

Fig. 1. Effect of tempering temperature on absorbed energy in impact test.

=1.25 である。3点曲げ試験, 4点曲げ試験および AE 法測定を適用した3点曲げ試験に用いた試験片の形状, 寸法は同一で, $\phi 8 \times 70$ mm である。3点曲げ試験には, このほかにノッチの影響を調べるため, $\phi 10 \times 70$ mm 試験片の中央部に深さ 2 mm, 角度 90° の V ノッチを環状につけた試験片も用いた。この試験片では, ノッチ底の R を 0.1~2.0 mm まで4種類に変えた。

高速度鋼以外の鋼を母材とした試験片は, 焼鈍状態の丸棒素材から所定の形状, 寸法に切り出し, 仕上げ加工した。これを $850 \sim 1025^\circ\text{C}$ に保持されている 20% の V_2O_5 と 5% の B_4C , 20% の Fe-Nb あるいは 15% の金属 Cr がそれぞれ添加された硼砂浴に所定時間浸漬し^{5)~7)}, 4~30 μm 厚さの VC, NbC, $\text{Cr}_7\text{C}_3 + \text{Cr}_{23}\text{C}_6$ (以下 Cr-C と記す) 層を形成させた後, 取り出して 1C-10Cr 鋼については空冷, SKD61, SKD11 については空冷と油冷, SK4, SKS2, SKS21, SKS3, SCM440 については油冷して, その後種々の温度で油中あるいは塩浴中で焼もどしを施した。AE 法測定を適用した曲げ試験に用いた試験片については, 全面に炭化物層を形成させると, クラック発生に伴うノイズが圧縮側から発生したのか, 引張り側から発生したのかを区別しにくいため, 破断に直接関係すると考えられる引張り側だけに炭化物層を形成させるようにした。その手段として, 局部電気めつき装置により試験片円周の圧縮側半分に, 約 30 μm の銅めつきを施してから前記の処理を行い, 最後にめつき除去液を用いてめつき層を電解除去した。ノッチ付曲げ試験片の一部についても, 同様の手法でノッチ部の炭化物層形成を防止し, 炭化物被覆の影響を調べるための比較用試験片として用いた。高速度鋼を母材とした試験片も, 多くはほかの鋼種と同様の工程を採ったが, 一部については炭化物被覆処理後, 真空炉により再加熱焼入れ, 焼もどしを行った。

炭化物被覆および焼もどし温度, 時間を変えて炭化物層種類, 厚さ, 母材硬さを種々に変化させた試験片を作った。また比較のため, 一般の熱処理用ソルトバスで焼入れ, 焼もどした試験片も試験に供した。試験片の炭化物被覆処理前の表面粗さは (2.0~1.5) Z で, 炭化物被覆後もほとんど変化しなかつた。すべての試験片は炭化物被覆あるいは焼入れ焼もどし後, 加工なしで試験に供せられた。

3. 実験結果

3.1 衝撃試験

Fig. 1 は炭化物層3種類, 炭化物層厚さ 6~19 μm の範囲での衝撃値に対する炭化物被覆, 炭化物層種類,

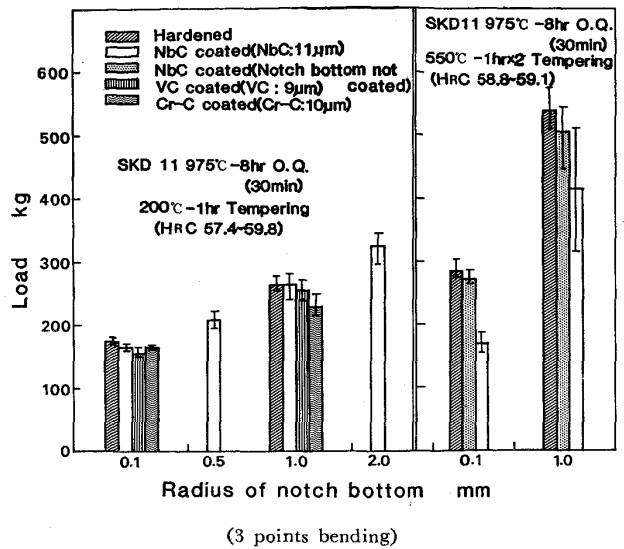


Fig. 2. Effect of radius size of notch bottom on rupture load in static bending test.

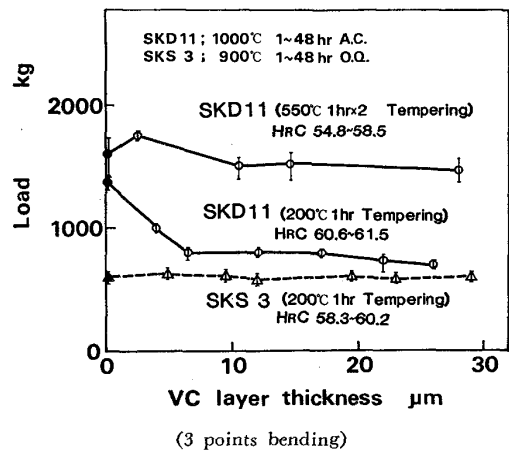


Fig. 3. Effect of VC layer thickness on rupture load in static bending test.

焼もどし温度の影響を調べた結果である。焼入れ焼もどし鋼と炭化物被覆鋼の間には, SKD61, 200°C 焼もどしを除いて, 母材鋼種, 焼もどし温度, 炭化物層種類の違いによる明確な差は見られなかつた。

3.2 ノッチ付試験片を用いた曲げ試験

炭化物被覆鋼および焼入れ焼もどし鋼の, ノッチ付試験片についての3点曲げ試験結果を Fig. 2 に示す。鋼種は SKD11, 炭化物層は VC, NbC, Cr-C の3種類である。 200°C 焼もどしの場合, ノッチ底 R の大きさにかかわらず焼入れ焼もどし鋼と炭化物被覆鋼の間, および3種類の炭化物被覆鋼の間には, 破断荷重に明確な差は見られなかつた。つまり, ノッチ底における炭化物層の存在は破断荷重に影響していないが, 550°C 焼もどしでは NbC の存在が破断荷重を明らかに低下させていることが注目される。

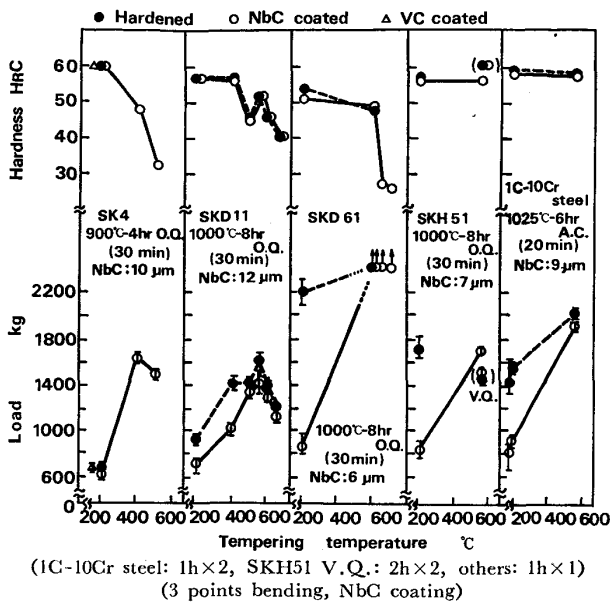


Fig. 4. Effect of tempering temperature on rupture load in static bending test.

3.3 平滑試験片を用いた曲げ試験

3.3.1 破断強度

炭化物被覆処理温度を一定にし、処理時間のみによって層厚さを数種類に変化させた試験片について求めた破断荷重を Fig. 3 に示す。VC 被覆処理後 200°C で焼もどした SKS3, 同じく被覆処理後 550°C で焼もどした SKD11 では、VC 被覆による破断荷重の低下は無く、VC 層を約 30 μm まで厚くしても破断荷重はほとんど変化しなかつた。しかし、VC 被覆処理後 200°C で焼もどした SKD11 では、VC 層が 0~6 μm の範囲で厚くなるとともに破断荷重は急激に低下し、それ以上の厚さではほぼ一定の値となつた。

Fig. 4 は 5 種類の鋼の焼入れ焼もどし鋼、NbC 被覆鋼の破断荷重に対する焼もどし温度の影響を調べた結果である。どの鋼種も一般に知られているように^{18)~20)} 高温焼もどし鋼の破断荷重は高く、また 500°C 以上の高温焼もどしでは、どの鋼種においても焼入れ焼もどし鋼と NbC 被覆鋼の間に破断荷重の差はほとんど見られなかつた。200°C 焼もどしの場合、SK4 では焼入れ焼もどし鋼と NbC 被覆鋼の間に差は見られなかつたが、その他の鋼では、NbC 被覆鋼の破断荷重は大きく低下した。また、200°C 焼もどした NbC 被覆鋼の破断荷重は、母材鋼種に関係無くほぼ一定の値となつているのが注目される。また SKD11 の 400°C 焼もどしの場合には、NbC 被覆鋼の破断荷重は 200°C 焼もどした NbC 被覆鋼よりは高い値であつたが、焼入れ焼もどし鋼に比べると低い値であつた。

SK4, 200°C 焼もどしについてだけは、NbC 被覆鋼

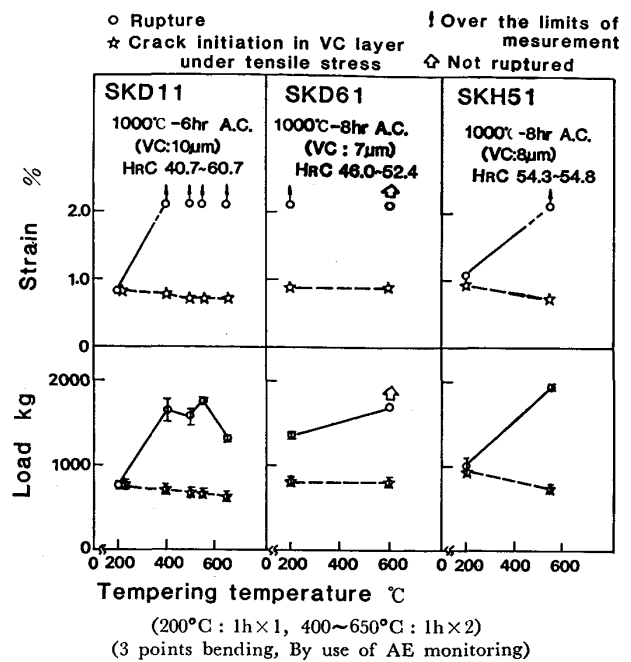


Fig. 5. Relation between load and strain for rupture and those for crack initiation in VC layer under tensile stress in static bending test.

のほかに VC 被覆鋼についても試験を行い、その結果も図中に示したが、炭化物層種類の違いによる破断荷重の差はほとんど見られなかつた。

また Fig. 5 は、一部の鋼の VC 被覆鋼についての同様の結果である。Fig. 4 と 5 とでは別ロットの鋼材を用いており、ロット間の差が入る可能性があるため破断荷重値を VC 被覆鋼と NbC 被覆鋼、焼入れ焼もどし鋼の間でそのまま比較するのは問題であるが、傾向としては NbC 被覆鋼と VC 被覆鋼は一致している。NbC 被覆鋼の場合と同じように、VC 被覆鋼でも 200°C 焼もどしにおける SKD11 と SKH51 の間に、破断荷重の差はほとんど無い。SKD61 についてはやや大きいですが、これについては後に触れる。

以上、炭化物被覆鋼の曲げ破断強度に対する諸因子の影響について述べたが、これら諸因子の破断に対する影響は、同一鋼種内では荷重で整理しても、たわみ、ひずみで整理してもすべて同じ傾向であつた。

3.3.2 炭化物層におけるクラック発生

4 種類の鋼に VC, NbC, Cr-C を被覆後、折損を防ぐために高温で焼もどした試験片について、4 点曲げで炭化物層の圧縮側および引張り側にクラックが発生するたわみ量を測定した結果が Fig. 6 である。Cr-C 被覆した SKD11 を除いて、まず圧縮側にクラックが発生し、更に同程度以上のたわみが加わつてから引張り側にクラックが発生した。母材鋼種による差はあまり大きくなかつた。炭化物層種類の影響については、VC に比べ

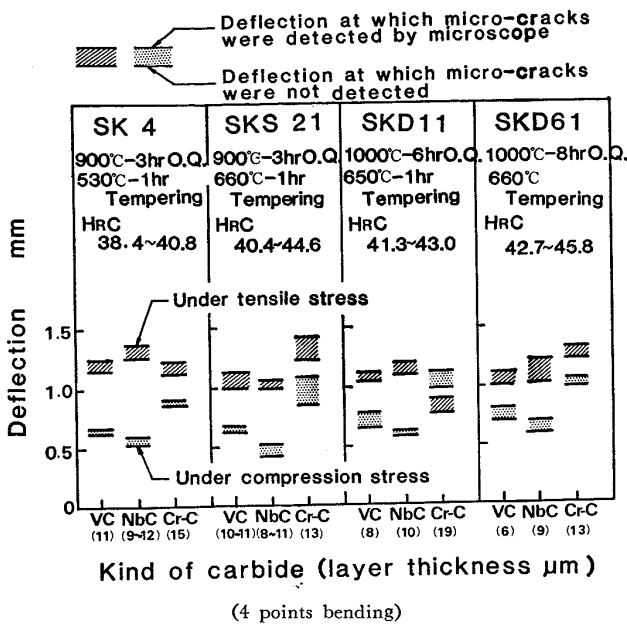


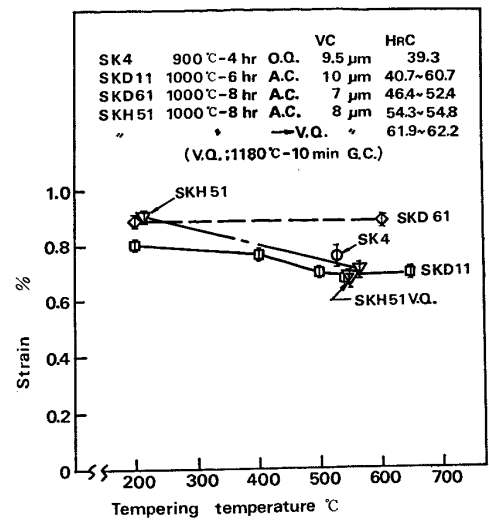
Fig. 6. Effect of kind of carbide and substrate steels on deflection for crack initiation in carbide layer in static bending test.

て NbC の方が多少圧縮側で小さく、引張り側で大きい傾向であったが大きな差ではなかつた。Cr-C は、VC や NbC とクラック発生傾向が多少異なつていた。圧縮側では明らかに VC, NbC に比べてクラック発生たわみ量が大きい、引張り側では鋼種によつて VC, NbC に比べて大きい場合と小さい場合があり、結果として SKD11 の場合には、ただ一つの例外として圧縮側より引張り側の方が小さいたわみ量でクラックが発生した。

圧縮側および引張り側に発生したクラックには、それぞれに異なつた特徴が見られた。引張り側に発生したクラックは肉眼では確認できないほど微細で、たわみが大きくなると非常に数多く発生するのに対し、圧縮側に発生したクラックは数少なく、肉眼でも十分観察できる大きさであつた。切断面の観察結果では、クラックは圧縮側、引張り側ともにすべて母材まで達していた。なお圧縮側の方が小さな荷重、たわみでクラックが発生する理由は、炭化物層に 120~230 kgf/mm² の大きな圧縮応力が存在する²¹⁾ことによると考えられる。

焼もどし温度を変えた VC 被覆試験片について、AE で引張り側の VC 層にクラックが発生するひずみ量を求めた結果を Fig. 7 に示す。母材鋼種の影響は Fig. 6 の場合と同程度で約 20% の差であり、焼もどし温度の違いによる明確な差は認められなかつた。どの試験片も 0.7~1.0% のひずみ量で引張り側の VC 層にクラックが発生した。

次に、処理時間だけを変えて VC 層の厚さを変えた



(200°C: 1h×1, SK4 530°C: 1h×1, 400~650°C: 1h×2)
 (3 points bending, By use of AE monitoring)

Fig. 7. Effect of tempering temperature and substrate steels on crack initiation strain in VC layer under tensile stress in static bending test.

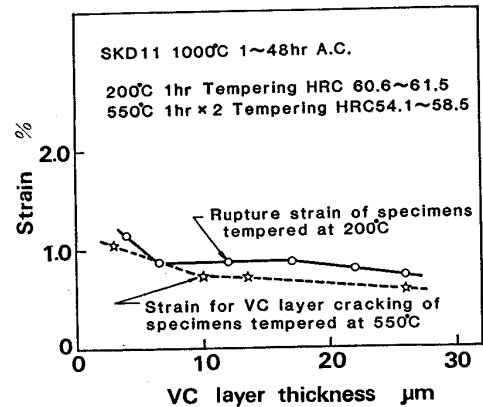


Fig. 8. Comparison of rupture strain and crack initiation strain in VC layer under tensile stress in three points static bending test on specimens coated with VC in different thickness.

SKD11 試験片を用いて、引張り側のクラック発生ひずみ量に対する層厚さの影響を求めた結果を Fig. 8 に示す。クラックは VC 層厚さが厚いほど小さなひずみ量で発生する傾向であつた。厚さの小さい範囲での差が比較的大きく、前述の Fig. 6 および Fig. 7 に認められた鋼種、炭化物層種類による差には、厚さの差による影響も入つていると考えられる。

4. 実験結果に対する考察

以上の実験結果によつて炭化物被覆鋼と焼入れ焼もどし鋼の比較、つまり靱性に対する炭化物被覆の影響は、母材鋼種や焼もどし温度によつて複雑に変わることが明らかになつた。これらの挙動を理解するには、炭化物層

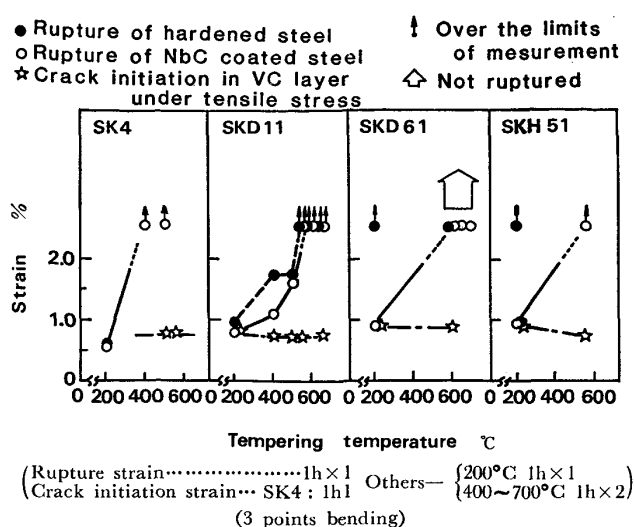


Fig. 9. Relation between rupture strain and crack initiation strain in carbide layer under tensile stress in static bending test.

と母材それぞれにおけるクラックの発生と伝播の面から検討すべきと考えられる。炭化物層は一般に、鋼などに比べて極めて脆いものと考えられており、クラックの伝播には大きなエネルギーを要しないであろうと推定される。また母材である鋼も焼入れ焼もどしされた状態の工具鋼が主体であるので、同様のことが考えられる上に、オーステナイト化時間以外はほとんど同じ条件で焼入れ焼もどしが行われた同一鋼種間で比較が行われているので、特に考慮すべきはクラックが試験片表面に発生する挙動、すなわちクラック発生時の荷重、たわみ、直接的にはその部分に生じているひずみ量や発生場所などであろう。

前記 Fig. 5 には、引張り側の VC 層にクラックが発生した荷重およびひずみ量と、破断時のそれらを一つの試験片で連続的に測定した結果を、また Fig. 8 には別に求めた値を示してあるが、更に裏付けのために Fig. 9 を作成した。Fig. 9 は Fig. 4 で得られた NbC 被覆鋼の破断たわみ量から、代表的な試験片について求めたたわみ-ひずみ線図を用いて破断ひずみ量を求め、これに Fig. 7 で得られた引張り側の VC 層にクラックが発生したひずみ量を書き加えた図である。本図では破断については NbC 層、クラック発生については VC 層の値を用いているが、Fig. 6 に示したように VC と NbC の引張り応力によるクラック発生たわみ量がほぼ等しいことから、直接比較して問題無いと判断した。また前記の Fig. 8 は、たわみ-ひずみ線図により破断たわみ量から求めた破断ひずみ量を、実測したクラック発生ひずみ量に併記したものである。

Fig. 5, 8 および 9 によれば、どの鋼種においても

500°C 以上の高温焼もどしの場合には、引張り側の炭化物層にクラックが発生してから更に大きなひずみを加えて初めて破壊することが明らかである。それに対して SKD11, SKH51 および Fig. 5 の場合以外の SKD61 の 200°C 低温焼もどし鋼では、炭化物層にクラックが発生したと判断されると等しい、あるいはごくわずかに大きなたわみまたはひずみ量で破断している。SK4 の 200°C 焼もどしの場合には、実験誤差を考慮しても破断を生じたひずみ量は、炭化物層にクラックが発生するより小さい、つまり炭化物層にクラックが発生する以前に母材の破断が生じたと考えられる。

以上の結果から、炭化物層のクラック発生と試験片の破断は次のように解釈することができる。200°C 焼もどしでは、炭化物層にクラックが発生することが、母材におけるクラック発生を誘起させ、クラック伝播に大きなエネルギーを要しない母材試験片の破断を直ちに、あるいはわずかな変形の進行後に引き起こす。一方高温焼もどしでは、炭化物層にクラックが発生しても、これが母材におけるクラック発生に影響しないので、試験片の破断は母材強度を超えた更に大きなたわみ、ひずみが増えられて初めて母材におけるクラック発生によつて起こる。なお、高温焼もどしの場合の破断たわみ、ひずみ量の比較は図示していないが、Fig. 3 および Fig. 4 などを破断荷重でなく、たわみ量で整理すると、炭化物被覆鋼は焼入れ焼もどし鋼とほぼ同一の大きなたわみ量で破断している。これはオーステナイト化（焼入れ焼もどし鋼では焼入れ加熱、炭化物被覆鋼では被覆処理）の時間に差はあつても、同一鋼種、同一焼もどし条件ならば、焼入れ焼もどし鋼と炭化物被覆鋼の母材はほぼ同一の硬さと応力-ひずみ曲線を持つているからである。

炭化物層のクラック発生が母材のクラック発生にまったく影響しない場合、母材クラックの発生のしやすさは、母材自体のクラック発生に対する強さで決まる。この母材の強さは同一鋼種、同一焼入れ焼もどし条件の焼入れ焼もどし鋼のそれとほぼ等しいと推定される。その理由として、まず炭化物層の存在自体が母材表面におけるクラック発生に対する補強効果を持つている可能性があるが、既に炭化物層にクラックが発生しているので、少なくとも高温焼もどしの場合には考慮の必要はない。また表面処理では、母材に組成変化、したがって組織や機械的性質に影響を与えることがしばしばあるが、本研究に用いた炭化物被覆処理では母材に対する影響は少ないと考えられる。浴中の炭化物形成元素と母材中の C が結合して、母材表面に堆積する形で炭化物層が形成され⁶⁾、Cr-C の場合を除いては母材構成元素が炭化物層

に入る量も、炭化物形成元素が母材中に入る量も僅少である⁵⁾⁶⁾からである。母材中のCが消費されるが、炭化物層中のCの拡散速度に比べて鋼中のCのそれが著しく大きいので⁶⁾、炭化物層直下の母材中のC量の減少、それによる焼入れ焼もどし硬さの減少も高炭素鋼の場合には著しくない¹²⁾からである。また炭化物被覆の処理時間は、焼入れ焼もどしの場合のオーステナイト化時間に比べて著しく長い、Fig. 3 および我々の既報データ²²⁾から見ても大きな影響は持つていないであろう。

このように、高温焼もどしの場合には、炭化物層のクラック発生はクラック深さが試験片寸法に比べてきわめて浅いせいもあつて母材の破断に影響せず、母材強度も焼入れ焼もどし鋼の強度と大差がないので、炭化物被覆鋼は焼入れ焼もどし鋼と同程度の強さを持つことになる。一方、低温焼もどしの場合には、炭化物層のクラックが母材のクラックを誘発するので、炭化物被覆によつて強度は低下する筈であるが、Fig. 3, 4 などでは焼入れ焼もどし鋼と炭化物被覆鋼の間に大きな差が見られないことが多い。これは、たまたま焼入れ焼もどし鋼におけるクラック発生たわみ量あるいはひずみ量が、炭化物層のクラック発生のそれらと近い値であるためである。

炭化物層のクラック発生とそれの母材のクラック発生の誘起の関係が、200°C 焼もどしと高温焼もどしの間、つまり炭化物層のクラック発生が、更に相当量のひずみを付加した後に母材クラックを誘発する場合があります。この場合には、焼入れ焼もどし鋼の破断と炭化物層のクラック発生の中間の荷重、あるいはたわみ量で破断する筈である。これに相当するのが Fig. 4 および 9 の SKD11, 400°C 焼もどしであろう。また実験誤差の可能性もあつて明確に判断できないが、Fig. 4 の 1C-10Cr 鋼の 200°C 焼もどしなどもこれに相当する可能性がある。また、焼入れ焼もどし鋼との直接の比較はないが、Fig. 4 および 9 との比較から Fig. 5 の SKD61, 200°C 焼もどしも同様に考えられる。

このような炭化物層のクラック発生と試験片の破断の関係を支配する因子を明確に定義することは、この実験範囲からは困難であるが、定性的には鋼組成および処理条件、特に焼もどし温度などから決まる母材の靱性の概念で考えることができるであろう。炭化物層のクラックが直ちに破断を誘発した試験片は、靱性の向上が十分でない低温で焼もどしされた比較的脆い鋼で作られており、炭化物層のクラックが母材の破断に無関係であつた試験片は、靱性が向上する高温で焼もどしされた比較的粘り鋼で作られている。また、炭化物層のクラックが遅れて破断を誘発した試験片は、この試験に用いた母材鋼

種の中では中程度の靱性を持つ鋼である SKD11 が中間の 400°C で焼もどしされたもの、あるいは高い靱性を持つ鋼である SKD61 が低温で焼もどしされたものである。この定量的な関係づけについては、更に多くの鋼種を用いた実験が必要である。

炭化物層にクラックが発生するたわみ、ひずみ量は、炭化物層の厚さに影響されるようであるが、その影響は小さく、母材鋼種や焼もどし条件によつてはあまり変化しない。これが更に母材の組織（炭化物の形状、粒度、分布など）にも影響されないほぼ一定のものであるならば、同一鋼種、同一処理条件でもある種の鋼ではロットによつて炭化物被覆鋼の靱性が焼入れ焼もどし鋼と同等であつたり、劣つたりすることになる筈である。このような鋼は、その破断の荷重やたわみ量が炭化物層のクラック発生に近いもので、SKD11 の低温焼もどしなどはその一例である。SKD11 などでは、鍛造比や方向性などによつて靱性に数十%以上もの差があることはよく知られている²³⁾。Fig. 3, 4 および 5 の間で多少の差異が見られるのもこれによるのであろう。

なお、特に Fig. 6 のクラック発生ひずみに関して、Cr-C 被覆鋼は VC および NbC 被覆鋼とやや異なつた挙動を示したが、これは Cr-C 層の場合、鋼種や処理温度によつては Cr の母材中への拡散、母材中の Fe や合金元素の炭化物層への拡散が相当に行われ、しかもその程度は母材鋼種によつて変るので、炭化物層の組成、したがつて機械的性質（クラック発生挙動、クラック伝播エネルギーなど）が変化するためであろう。

ノッチ付試験片の曲げ試験の場合、200°C 焼もどしでは焼入れ焼もどし鋼と各種炭化物被覆鋼の間に大きな差が見られなかつたが、これは平滑試験片の場合と同じである。高温焼もどしの場合には、ノッチ底の炭化物層の存在が破断荷重を著しく低下させたが、その程度はノッチ形状により著しく異なつた。この差は、炭化物層のクラック発生荷重は 200°C 焼もどし試験片の破断荷重に近いと考えられるので、0.1R の場合には炭化物層のクラック発生が母材のクラックを直ちに誘発し、1R の場合には遅れて誘発したと考えると説明できる。これにより鋼種や焼もどし温度のほかにノッチ形状も、炭化物層クラックによる母材クラックの誘発に関係する因子であると考えられる。

衝撃の場合には負荷速度が大きいために、炭化物層のクラック発生による母材クラック発生の誘発のしやすさに対しては、焼もどし温度や母材鋼種の影響は静的曲げの場合に比べて小さいだろうと考えられる。これについては、更に多くの鋼種についての検討が必要である。

なお、H. C. CHILD らの実験では、鋼種によつて低下あるいは増大する結果にはなっているが、炭化物被覆は鋼の衝撃値および曲げ強さに大きな影響を与えない¹⁵⁾としていて、我々の実験結果とほぼ一致している。

5. 結 言

熔融塩浸漬法による炭化物被覆鋼について、炭化物層におけるクラック発生と試験片の破断の關係に特に注目して、静的および衝撃的な曲げ試験を行い、破断強度に対する炭化物被覆の影響を炭化物層クラックの母材クラック誘発の観点から検討した。得られた結果は以下のとおりである。

(1) 炭化物被覆鋼の衝撃値は、母材鋼種、焼もどし条件によらず焼入れ焼もどし鋼と同等で、炭化物被覆による低下は見られなかつた。

(2) 静的曲げでは、母材が非常に脆い場合には、炭化物層にクラックが発生するよりも小さい変形量で母材が破断するため、焼入れ焼もどし鋼に比べて炭化物被覆による破断荷重、たわみ量の低下は起こらない。母材が非常に粘り場合では、炭化物層にクラックが発生しても母材のクラックを誘発しないために、母材は焼入れ焼もどし鋼と同等の荷重、変形量まで破断せず、したがってやはり低下は起こらない。その中間の場合、炭化物層におけるクラック発生が母材の破断を誘発するために、破断荷重、たわみ量の低下が見られた。ただし、炭化物層のクラック発生荷重、たわみ量は、低温焼もどしされた多くの工具鋼の破断荷重、たわみ量とほぼ同じであるために、炭化物被覆による低下は限られた鋼種、焼もどし温度の組合せの時のみ明確に見られた。

(3) 試験片にノッチが存在すると、平滑な試験片に比べて炭化物層に発生したクラックが母材のクラックを誘発しやすくなり、靱性の高い鋼を母材に用いた場合にも炭化物被覆による靱性の低下が見られた。

(4) VC 層、NbC 層にクラックが発生する変形量は、層種類、母材鋼種に関係なくほぼ一定で、引張り側よりも圧縮側の方が小さかつた。Cr-C 層はクラックの発生傾向が VC、NbC 層とは異なり、母材鋼種の影響が見られた。また、引張り側の VC 層にクラックが発

生する荷重、ひずみ量には、層厚さの増加に伴つて低下する傾向が見られた。

文 献

- 1) T. ARAI and T. IWAMA: Transaction of 11th International Die Casting Exposition and Congress, Cleveland (1981) June
- 2) 新井 透, 遠藤淳二: 熱処理, 15 (1975) 1, p. 8
- 3) 新井 透, 太田幸夫: 熱処理, 18 (1978) 5, p. 278
- 4) 小松 登, 新井 透: 鉄と鋼, 68 (1982) 1, p. 16
- 5) 小松 登, 新井 透, 水谷正義: 日本金属学会誌, 39 (1975) 3, p. 247
- 6) 小松 登, 新井 透, 水谷正義, 藤田浩紀: 日本金属学会誌, 40 (1976) 9, p. 925
- 7) 小松 登, 新井 透, 杉本義彦: 日本金属学会誌, 41 (1977) 4, p. 332
- 8) 新井 透: 塑性と加工, 19 (1978) 204, p. 88
- 9) 新井 透: 潤滑, 23 (1978) 12, p. 865
- 10) 新井 透, 遠藤淳二: 熱処理, 20 (1980) 5, p. 238
- 11) 新井 透, 太田幸夫, 小松 登: 鉄と鋼, 67 (1981) 2, A 73
- 12) 新井 透, 藤田浩紀, 小松 登: 鉄と鋼, 67 (1981) 5, S 550
- 13) 新井 透, 藤田浩紀, 大庫和孝: 昭和 54 年度精機学会秋期大会学術講演論文集 (1979), p. 39
- 14) 新井 透, 太田幸夫, 小松 登: 鉄と鋼, 60 (1974) 11, S 513
- 15) H. C. CHILD, S. A. PLUMB and G. REEVES: 2nd International Congress on Heat Treatment of Materials 20—24 September Florence
- 16) G. WIEGHARDT, E. MEY and G. ULLRICH: Schmierungstechnik, 10 (1979) 8, p. 236
- 17) M. BONETTI-LANG, R. BONETTI, H. E. HINTERMANN and D. LOHMAN: 8th International Conference on CVD held in France (1981) September
- 18) 沢 繁樹, 西村富隆, 鈴木正之: 鉄と鋼, 53 (1967) 7, p. 920
- 19) 松本二郎, 武内正敏, 大原正志郎, 寺島隆彦, 木村 清: 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S 534
- 20) 新井 透, 小松 登: 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S 537
- 21) 新井 透: 未発表
- 22) 新井 透, 杉本義彦, 太田幸夫: 昭和 59 年度日本熱処理技術協会第 18 回学術講演大会予稿集 (1984), p. 47
- 23) 新持喜一郎, 清永欣吾, 渡辺力蔵: 鉄と鋼, 53 (1967) 7, p. 35