Cr または Ni を添加した高マンガンオーステナイト鋼の ころがり疲労強度[†]

福井 昂*

Rolling Contact Fatigue Strength of High Manganese Austenitic Steel Containing Cr or Ni

by

Takashi FUKUI*

The rolling contact fatigue tests were carried out on high manganese austenitic steel to investigate the influence of Cr or Ni addition on the rolling contact fatigue strength by using a Nishihara — type wear testing machine under a lubricated state with a relative slip ratio of -9%.

The results obtained are summarized as follows :

(1) The rolling contact fatigue limit of high manganese austenitic steel containing Cr or Ni was lower than that of high manganese austenitic steel having the standard chemical composition.

(2) The rolling contact fatigue limit of high manganese austenitic steel remarkably increased by the work hardening phenomenon which is generated by repeated contact stress.

(3) A crack of high manganese austenitic steel propagated along the boundary of the work hardening zone and the unwork hardening zone in the parallel direction with the contact surface. Its depth was deeper than the region where the stress value calculated according to the maximum shearing stress theory reached the maximum.

Key words : Rolling contact fatigue strength, High manganese austenitic steel, Alloying element, Crack propagation

1 緒 言

接触応力の繰返しに伴う加工硬化は、ころがり疲労強度に寄与するとされている。著者は前報^{1)~3)}においてオーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304)、および標準組成の高マンガンオーステナイト鋼同士を組合せて、相対すべりを含む潤滑状態でころがり疲労試験を行った。その結果、いずれの場合もころがり疲労限(度)は同一硬さの単一相よりなる合金鋼の値に比べて著しく高くなっている。その原因がオーステナイトのマルテンサイト化 (SUS304 材の場合)、および積層欠陥の生成と高い炭素濃度のため転位の移動が阻止される (高マンガンオーステナイト鋼の場合) ための加工硬化によることを明らかにした。

しかし、高マンガンオーステナイト鋼では引張強さに比べて降伏点が高いので、この欠点を改善するため Cr などを添加する。また、高マンガンオーステナイト鋼の組織は铸造状態ではオーステナイトの結晶粒界に炭化物が析出している。この状態ではじん性に欠けるため、析出炭化物をオーステナイト中に固溶させて均質なオーステナイト組織を得る方法として、水じん処理を行っている。この場合、大型の製品では降伏点にはほとんど影響を与えず、オーステナイトをより安

定化する元素として Ni などを添加して、水じん処理の際の冷却速度が低下しても強じん性が損われないようにしている。

本研究では、上述のような目的で高マンガンオーステナイト鋼に添加される Cr または Ni が、そのころがり疲労強度に及ぼす影響を相対すべり率 -9% を含む潤滑状態で検討した。

一般に、すべりを伴うと純ころがりの場合に比べて摩擦係数が大きくなり、最大せん断応力およびせん断応力振幅の最大値は大きくなり、また、これらの応力が最大となる位置 Z_0 、 Z_1 も浅くなるとされている。著者が実験条件 (回転数、相対すべり率、潤滑油など) をすべて本実験と同様にして摩擦係数が Z_0 、 Z_1 に及ぼす影響を検討した結果⁶⁾によると、本実験条件の場合、相対すべり率が -9% あっても Z_0 、 Z_1 は純ころがりの場合と差がなく、このことは金子の結果とも符号する。したがって、本実験では Z_0 、 Z_1 の発生位置は純ころがりの場合と同一になるものと考えた。

2 試料および実験方法

2.1 試料

試料は高周波溶解炉を用いて空气中で溶解後、 $150 \times 150 \times 300$ mm に铸造したのち、約 800°C で鍛造

(A)

(B)

(C)

200 μm

Fig. 1. Microstructures of specimens.

(鍛造比 ≒ 12) した。その後、すべての試料について組織を均一なオーステナイト単相にするため、1050°C×1h → 水中冷却なる水じん処理を行った。試料の化学成分を Table I に、代表的な機械的性質を Table II に、組織を Fig. 1 に示す。

Table I. Chemical composition of specimens.

	Chemical composition (wt%)						
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
A	1.05	0.62	12.33	0.052	0.007	—	—
B	1.04	0.74	13.34	0.036	0.008	—	2.06
C	1.04	0.73	12.83	0.038	0.009	3.83	—

Table II. Mechanical properties of specimens.

	Tensile strength σ_b (MPa)	Yield stress σ_s (MPa)	Elongation (%)	Hardness H_v (100gf)
A	951	392	54	204
B	726	431	50	230
C	755	353	62	180

つぎに、試験片の作製は接触面に約 0.2 mm の研削代を残した試験片寸法に荒研削し、仕上げ研削は接触表面層に加工硬化層を生じないように 1 回の研削量を 0.05 mm で行い Fig. 2 に示す形状・寸法に成形した。また、試験片の接触面あらさは、すべて最大高さ約 2 μm とした。

2・2 試験機および実験方法

ころがり疲労試験は西原式金属摩耗試験機を使用し、

Fig. 2. Shape and dimension of test piece.

下部試験片の回転数 800 rpm、すべり速度 1.26 m/s、相対すべり率 -9% (相対すべり率は $1 - U_2/U_1$ で表し、 U_1 , U_2 はそれぞれ上部・下部試験片の周速度とする。) の条件下で行った。この場合、試験片の焼付きを防止するため、冷却効果の大きい常温の軽油をトロコイドポンプにより上部試験片の最上部より 60 cc/min の割合で供給した。

つぎに、ころがり疲労発生時期の判定については研究の目的によりいろいろな方法が取られている。本研究では $(5 \sim 10) \times 10^5$ 回転ごとに相対すべり率が負となり表面損傷の早期に現れる上部試験片表面の顕微鏡観察により判定した。本研究に用いた高マンガンオーステナイト鋼の表面損傷は接触応力および、その繰返し数にかかわらず Fig. 3 に示すような円形損傷となる。ここでは、その長軸および短軸方向の長さの和が 1 個でも 3 mm 以上になったときの接触応力の繰返し数をもって、ころがり疲労の発生時期とした。また、接触応力の繰返し数が 10^7 回になっても Fig. 3 のような表面損傷を生じない場合には試験を中止し、そのときの最大接触応力をもってころがり疲労限(度)とした。

Fig. 3. Photograph of defect occurred on the rolling contact surface of high manganese austenitic steel.

なお、接触表面における最大接触応力 (P_m) および接触半幅 (b) はヘルツの弾性接触論より、つぎの式で求めた。

$$P_m = \sqrt{\frac{m^2 EP}{\pi(m^2 - 1)BR}} \quad b = \sqrt{\frac{4(m^2 - 1)PR}{\pi m^2 BE}}$$

ここで

P : 試験片に加える負荷荷重

B: 試験片の幅

R: 試験片の半径

E: 試験片のヤング率

$1/m$: 試験片のポアソン比

とする。

また、ヤング率は本研究に用いた高マンガンオーステナイト鋼の引張試験結果より求めた値（試料 A では 2.03×10^5 MPa, 試料 B では 2.05×10^5 MPa, 試料 C では 2.02×10^5 MPa）を用い、ポアソン比は 0.3 として最大接触応力および接触半幅を計算した。

2・3 硬さ測定

上部試験片について、接触応力の繰返しによる加工硬化状況を調査するため、試験終了後の試験片を高速切断機により軸方向にひずみが生じないように切断し、エメリー紙で研磨したのち電解研磨を行った。その後、接触表面より中心に向かって 3 列について硬さを微小硬度計（測定荷重 100gf, 荷重保持時間 30s）を用いて測定し、同一位置の測定値の平均をもってその位置の硬さとした。

3 実験結果

3・1 ころがり疲労耐久限度

Fig. 4. S-N curves of specimens.

Fig. 5. Hardness distribution under the contact surface of the specimen A.

試料のころがり疲労試験結果を Fig. 4 に示す。これより、高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労限(度)は、標準組成の試料 A が最も高い約 2035 MPa, 降伏点を上昇させるため Cr を添加した試料 B では約 1785 MPa, オーステナイトを安定化させるため Ni を添加した試料 C では最も低い約 1439 MPa となっている。

3・2 接触表面下の硬さ分布

上部試験片について、接触応力の繰返しによる接触表面下の硬さ分布を Fig. 5 ~ 7 に示す。また、これらの結果を用いて加工硬化値（試験後の最高硬さと試験前の硬さの差をいう。）と接触応力の関係を整理すると Fig. 8 に示すように加工硬化値は、いずれの試料においても接触応力が高くなるにつれて直線的に増加し

Fig. 6. Hardness distribution under the contact surface of the specimen B.

Fig. 7. Hardness distribution under the contact surface of the specimen C.

Fig. 8. Relation between hardness increments and contact stress of specimens.

ている。

E. I. Radzimovsky⁸⁾によれば、純ころがりの場合、最大せん断応力およびせん断応力振幅が最大となる位置 Z_0 , Z_1 はそれぞれ $Z_0 = 0.786b$, $Z_1 = 0.50b$ (b = 接触半幅) で示される。本研究において、最高硬さを示す接触表面からの深さを接触応力との関係で整理す

Fig. 9. Relation between depth of maximum hardness increments and contact stress of specimens.

ると Fig. 9 に示すようになる。図には計算より求めた Z_0 , Z_1 の関係線も記入してあるが、最高硬さを示す位置は Z_0 と Z_1 の間に分布する傾向にある。

3・3 き裂の伝ば状況

上部試験片について、接触応力の繰返しによるき裂の伝ば状況の代表例を Fig. 10 および Fig. 11 に示す。これより、き裂はいずれの場合も接触表面とある角度をなして進行したのち、接触表面下ある深さの位置で、その伝ば方向を接触表面に対してほぼ平行に変えている。図には計算より求めた Z_0 も記入してあるが、き裂の伝ばが接触表面に対してほぼ平行となる深さは、いずれの場合も Z_0 よりやや深い位置に分布する傾向にある。

4 考 察

ころがり疲労強度は、おもに最大せん断応力または、せん断応力振幅によって支配される。しかし、発生したき裂も停留すればころがり疲労強度には影響を与えないため、き裂の伝ば状況に着目すべきである。

本研究において、高マンガンオーステナイト鋼のき裂の伝ば深さは最大せん断応力が最大となる位置 (Z_0) よりやや深くなっている (Fig. 10, 11)。これは、高マンガンオーステナイト鋼をころがり接触させるとオーステナイトが加工硬化するためと思われる⁹⁾¹⁰⁾。そこで、上部試験片についてき裂の伝ばと組織のかかわりについて観察してみると Fig. 12 に示すように、き裂は接触応力の繰返しによる加工硬化部と未硬化部の境界を伝ばする傾向にある。

さらに、接触表面層 (加工硬化部を含む) について詳細に観察してみると Fig. 13 に示すように、試料および接触応力にかかわらず接触表面付近には、ほとんど変化していない部分と、それにつづいてオーステナイトが著しく変化した部分が存在している。この状況は接触表面下の硬さ分布を示した Fig. 5 ~ 7 とよい対応をなしている。高マンガンオーステナイト鋼の加工硬化の原因については、前報で述べたように相変態によるとするもの、またはオーステナイトが安定しているため相変態は起こらず積層欠陥と炭素原子による転

Fig. 10. Crack propagation in the specimen A.

Contact stress=2112MPa
Specimen B

Contact stress=1546MPa
Specimen C

Fig. 11. Crack propagation in the specimens B and C.

Contact stress = 2186MPa
Specimen A

Contact stress=1995MPa
Specimen C

Fig. 12. Relation between crack propagation and microstructures of the specimens A and C.

Fig. 13. Microstructures of the work hardening layer of specimens.

Fig. 14. X-ray diffraction analysis for work hardening layer of specimens.

位の固着によるとするものなどがある。そこで、試験終了後の試料の加工硬化層について、理学電機(株)製の X 線応力測定装置 (MFE-2M) を用いて相変態の有無を調べた結果の代表例を Fig. 14 に示す。これより、いずれの試料にも α 相は検出できず、本実験条件の場合、高マンガンオーステナイト鋼の加工硬化は積層欠陥の生成と高い炭素濃度のため転位の移動が阻止されることによって生じたものと思われる。

つぎに、高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労限(度)に相当する接触応力の繰返し回数と加工硬化の進行状況について調べてみると、前報で明らかにしたように加工硬化は本研究でころがり疲労限(度)として定義した 10^7 回に比べて著しく少ない繰返し数 (2×10^6 回程度) で飽和している。したがって接触応力の繰返しによるき裂も一般の疲労破壊現象についていわれているように、加工硬化が完了したのちに発生するものと考えた。そこで、高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労限(度)を加工硬化後の最高硬さ (H_v と表す) との関係で整理して Fig. 15 に示す。図には著者が実験条件をすべて本研究と同様に求めたオーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304 材) の値も記入してある。これより、同一硬さで比較すれば高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労限(度)は SUS304 材の値より著しく高くなっている。この原因は、SUS304 材ではオーステナイトが不安定なため接触応力の繰返しにより相変態を起こしてマルテンサイト化する。この場合、加工硬化層では未変態オー

Fig. 15. Relation between the rolling contact fatigue limits and hardness (H_v') of high manganese austenitic steel.

ステナイトとマルテンサイトが共存しており、その境界部に引張残留応力が発生し、き裂の発生および伝ばを容易にしているものと考えられる⁴⁾。一方、高マンガンオーステナイト鋼の接触応力の繰返しによる加工硬化はオーステナイトが安定しているため、前述のように積層欠陥の生成と炭素原子による転位の固着が主原因と考えられる。このため、加工硬化層での引張残留応力の発生が低減することなどにより、き裂の発生および伝ばが抑制されるものと思われる。

つぎに高マンガンオーステナイト鋼についてみると標準組成の試料に Cr または Ni を添加した場合、そのころがり疲労限(度)は標準組成の試料 A に比べて試料 B (Cr を添加)、試料 C (Ni を添加) の順に低下している。まず、試料 B のころがり疲労限(度)が試料 A より低下している原因としては、Cr の添加により降伏点と引張強さの差が小さくなっている。このため、降伏し始めてから破壊が起こるまでの伸びが小さくなり、一般の疲労破壊現象についていわれているように、き裂に対する安全性が低下するためと推察されるが、詳しくは今後に検討したい。つぎに、Ni を添加した試料 C のころがり疲労限(度)が他の試料の値に比べて著しく低下している。これは、Ni の添加によりオーステナイトが安定化するため、接触応力の繰返しによる加工硬化現象が弱まり加工硬化によるころがり疲労強度の向上度合が低下したためと推察される。

5 結 言

標準組成の高マンガンオーステナイト鋼に Cr または Ni を添加した試料を用いて、これらの添加元素が高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労強度に及ぼす影響を同質材同士を組合せて軽油を潤滑油として相対すべり率 -9% の条件下で検討した。

得られた結果を要約すると、つぎのとおりである。

(1) 標準組成の高マンガンオーステナイト鋼に対する Cr または Ni の添加は、ころがり疲労限(度)にとっては望ましくない。

(2) 高マンガンオーステナイト鋼のころがり疲労限(度)は、接触応力の繰返しによる加工硬化によって著しく向上する。

(3) 高マンガンオーステナイト鋼のき裂は、おもに接触応力の繰返しによる硬化部と未硬化部の境界を伝ばする。また、き裂の伝ばが接触表面に対してほぼ平行となる接触表面からの深さは計算より求めた最大せん断応力が最大となる位置 (Z_0) より深くなる傾向にある。

終りに、実験試料の作製に多大な便宜を計って下さった宇部興産(株)機械開発本部の材料開発グループ部長、西 正氏に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) W. T. Chester, I. M. E., International Conference on Grsring, **61** (1958).
- 2) 平野富士夫, 桑野則行, 市丸和徳, 日本機械学会論文集, **32**, 672 (1966).
- 3) 矢島悦次郎, 宮崎 享, 杉山敏彦, 寺島博文, 日本金属学会誌, **36**, 711 (1972).
- 4) 福井 昂, 松田公扶, 徳永忠儀, 材料, **33**, 1083 (1984).
- 5) 福井 昂, 和久芳春, 西本正行, 材料, **36**, 594 (1987).
- 6) 福井 昂, 九州大学学位論文, p. 22 (1983).
- 7) 金子孝治郎, 日本機械学会論文集, **32**, 665 (1966).
- 8) E. I. Radzimovsky, Univ. of Illinois Bulletin, No. **408** (1958).
- 9) 八木 明, 日本機械学会論文集, **28**, 848 (1953).
- 10) 小田 明, 材料, **34**, 595 (1985).