

УДК 621.833

Н.П. ОНИШКОВ, канд. техн. наук, РГСУ,
В.И. КОРОТКИН, канд. техн. наук, ЮФУ РФ, НИИМиПМ им. И.И. Воровича,
К.В. ГУЗНОВ, студент РГСУ

ОБ УЧЕТЕ ФАКТОРА ТВЕРДОСТИ В КОНТАКТНЫХ РАСЧЕТАХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Показана неудовлетворительность прогнозирования на основе критериев пластичности контактно-усталостной долговечности термически (химико-термически) упрочненных стальных деталей. Существенное повышение точности достигается при использовании критериев предельного состояния.

It is shown insufficiency of forecasting on the base of the plasticity criteria for contact-fatigue durability of thermally (chemically-thermo) strengthened steel details. A considerable increasing of accuracy is reached due to the use of criteria of the limiting state.

Твердость является одним из основных показателей, характеризующих прочность стали. Так многочисленные экспериментальные данные позволили вполне удовлетворительно использовать в инженерной практике линейные (кусочно-линейные) зависимости сопротивления контактной усталости стальных деталей от твердости. Некоторые из известных рекомендаций по выбору допускаемых напряжений приведены на рис. 1, где приняты следующие обозначения:

- H_{HV} – твёрдость поверхности зубьев по Виккерсу;
- 1 – легированные стали, нормализация, термоулучшение;
- 2 – объёмнозакалённые стали, газовое азотирование;
- 3 – термоулучшенные легированные стали, газовое азотирование;
- 4 – нормализация, поверхностная закалка;

5 – легированные стали, цементация.

- $\sigma_{Hlimb} = 2,3H_{HB}$ по ИСО 3663;
- - - σ_{Hlimb} по ГОСТ 21354-87;
- . - . σ_{Hlim} по ГОСТ 21354-87 на базе 10^7 циклов.

Действительно, кусочно-линейные зависимости в целом соответствуют усредненным значениям σ_{Hlimb} . Однако, по ГОСТ 21354-87 зависимость $\sigma_{Hlimb} = 23H_{HRC}$ (ХТО – цементация, нитроцементация) распространена на интервал твердостей 56...65 HRC₃. Между тем, ряд нормативов (например, стандарты AGMA) весьма высокие весовые коэффициенты влияния твердости ограничивают уровнем 58...60 HRC₃, указывая, что при дальнейшем повышении твердости экспериментальные данные носят противоречивый характер.

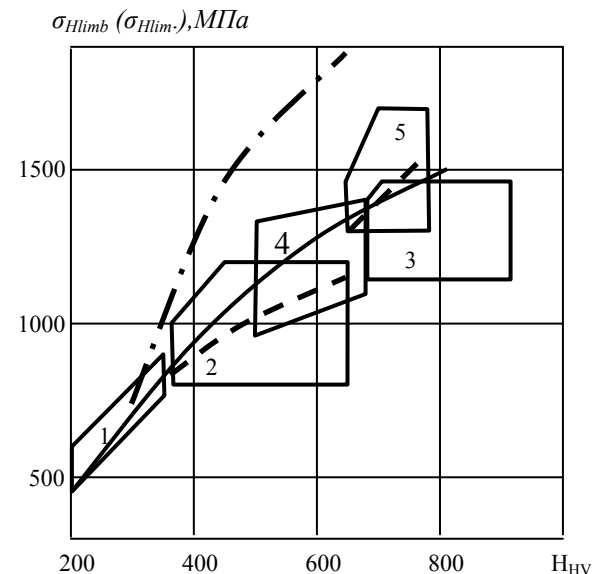


Рис. 1. Пределы поверхностной контактной усталости эвольвентных зубьев по ИСО 3663 и ГОСТ 21354-87 [1, 2]

Помимо того, в области ограниченной долговечности рекомендации ГОСТ 21354-87 дают неоправданно завышенные значения σ_{Hlim} . Так, при числе циклов нагружения $N = 10^7$ и твердости 60 HRC₃, $\sigma_{Hlim} = 2100$ МПа, хотя даже шлифованные эвольвентные передачи, работающие в благоприятном (упруго-гидродинамическом) режиме смазки, поражаются прогрессирующим питтингом при $\sigma_H > 1500...1600$ МПа уже на ранних стадиях эксплуатации

(хотя непосредственной причиной выхода из строя могут служить альтернативные виды отказа).

Практика расчетов зубчатых передач на контактную прочность рабочих поверхностей зубьев базируется на лобовом сравнении т.н. «действующего» контактного напряжения $\sigma_H = \sigma_{kmax}$ и допускаемого $\sigma_{HР}$. Правда, это «действующее» напряжение является в большей степени свидетельствующим (корреспондирующим). Экспериментально (в условиях пульсирующего точечного контакта [3]) установлено, что поверхностные контактные разрушения происходят не в центре, где действует σ_{kmax} , а по периферии мгновенного пятна контакта. Это, естественно, усугубляет степень условности контактных расчетов.

Конкурирующим видом контактных разрушений являются глубинные контактные разрушения (ГКР), при которых первичные трещины возникают на некоторой глубине. Природа и, соответственно, модели контактно-усталостной долговечности поверхностных и глубинных контактных разрушений существенно различны. На поверхности первичные трещины образуются уже на ранней стадии эксплуатации деталей (таковыми могут рассматриваться и риски инструментальной обработки), а ресурс определяется скоростью их роста. При ГКР основная часть ресурса приходится на стадию, предшествующую появлению микротрещины. Оба вида истощения работоспособности деталей развиваются параллельно, а лидирующий вид разрушения определяется комплексом факторов, основными из которых являются геометрия поверхностей контакта, уровень напряженности и свойства приповерхностных слоёв материала. Чаще ГКР являются лимитирующими в области ограниченной долговечности. Однако при высоком качестве рабочих поверхностей и устойчивом упруго-гидродинамическом режиме смазки ГКР были обнаружены в кольцах подшипников качения, отработавших нормативный ресурс и не имевших наружных повреждений [4].

При прогнозировании условий возникновения ГКР условные приемы оценки контактной прочности поверхностей, о которых говорилось выше, неприемлемы – такое прогнозирование выполняется с привлечением тех или иных критериев прочности. Чаще всего используют критерии Мизеса, Треска и ортогональных касательных напряжений [5]. Однако их применение дает возможность либо только качественного определения потенциально опасных областей, либо требует значительных (до 1.5 по напряжениям или до 3.0 по нагрузке) нормативных коэффициентов запаса. Это естественно, так как перечисленные критерии являются критериями пластичности. Разрушение же материала в общем случае определяется его способностью сопротивляться как касательным, так и нормальным напряжениям. Роль сдвиговых напряжений в процессе разрушения с ростом хрупкости материала снижается, что наблюдается у подшипниковых и инструментальных сталей после закалки. И если для сталей с твёрдостью $H < HB$ (450...500) имеет место близкое к линей-

ному соотношению $\sigma_g \approx 0,34 H_{HB}$, а разрушение носит вязкий характер, то дальнейшее повышение твёрдости ведёт к нарушению этого соотношения. Твёрдость здесь уже не является достаточным показателем прочности материала – необходим дополнительный учёт его свойств, в первую очередь, пластических. Особое значение указанные факторы имеют для оценки нагрузочной способности диффузионного слоя (после химико-термической обработки типа цементации) с ярко выраженной неоднородностью структуры: от доэвтектоидной – в зоне перехода к сердцевине до заэвтектоидной – в приповерхностных областях. Наиболее обещающим, особенно в условиях значительной структурной неоднородности приповерхностной зоны, представляется использование обобщённых критериев напряженного состояния, в частности, критерия Лебедева-Писаренко [6]:

$$\sigma_e = \chi \sigma_i + (1 - \chi) \sigma_1 A^{1 - (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_i} \leq \sigma_{e+}, \quad (1)$$

где σ_{e+} – предельное эффективное напряжение при растяжении; $\chi = \sigma_+ / \sigma_-$ – параметр пластичности материала, учитывающий степень участия в микро-разрушении сдвиговых деформаций; σ_+, σ_- – напряжения отказа (разрушения) материала при одноосном растяжении и сжатии; σ_i – интенсивность октаэдрических напряжений; $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные напряжения; A – статистический параметр дефектности, его значение для закалённых сталей: $A = 0,7 \dots 0,8$.

Для пластичных материалов $\sigma_+ \approx \sigma_-$, $\chi = 1$, и формула (1) отражает критерий Мизеса. Для абсолютно хрупких материалов, когда $\chi \rightarrow 0$, имеет место переход к критерию максимальных нормальных напряжений.

Корректность и целесообразность использования предложенного критерия определяется степенью его соответствия данным опыта и экспериментов в сравнении с ранее применявшимися. Установлено, что влияние на уровень прочности параметра χ является весьма существенным фактором. Это влияние исследовалось через отношение допускаемых и действующих эффективных напряжений, т.е. через расчётный коэффициент запаса $S_{НК}$ [5]:

$$S_{НК} = \frac{\chi \sigma_{kmax} k_e}{\chi \sigma_i + (1 - \chi) \sigma_1 A^{1 - (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / \sigma_i}}, \quad (2)$$

где $k_e = \sigma_{e max} / \sigma_{k max}$ коэффициент эквивалентности.

Для случая линейного контакта значение этого коэффициента удовлетворительно описывается аппроксимационной зависимостью

$$k_e = 0,62574(\chi - 0,11128). \quad (3)$$

Анализ поведения функции (2) показывает, что S_{HK} убывает в области малых значений χ . Граница области убывания определяется геометрией контакта и расчётной глубиной. Однако во всех случаях эта граница не превышает значения $\chi = 0.35$, характерного для чугунов. При больших значениях χ , типичных для сталей, увеличение параметра пластичности (при неизменных прочих условиях) ведёт к повышению прочности.

Повышение твердости, как это общепризнано, определяет повышение контактной прочности стальных деталей. Но одновременно имеет место снижение пластических свойств материала с противоположной тенденцией. Следовательно может существовать некоторое пороговое значение твердости стали, по достижении которого дальнейшее повышение твердости будет давать отрицательный эффект. Качественно это хорошо известно из опыта, но в расчетных моделях отражено в лучшем случае эмпирическими поправочными коэффициентами.

Величина χ изменяется от 0.9...1.0 для термоулучшенных конструкционных сталей до 0.5...0.7 для объемнозакаленных подшипниковых и инструментальных. Поскольку сердцевина детали не подвергается диффузионному насыщению и не принимает последующей закалки, она сохраняет свойства термоулучшенной стали. В пределах же упрочненного слоя происходит изменение структуры материала, и поверхностные слои характеризуются свойствами, близкими к свойствам закаленных высокоуглеродистых сталей. В рамках предложенной модели изменение этих свойств учитывается параметром пластичности, величина которого изменяется в указанных выше границах.

Исследование влияния параметра пластичности на напряжённое состояние для случаев линейного и теоретически точечного контакта показало:

1. Максимальных значений эффективные напряжения достигают в центре площадки контакта, а абсолютные максимумы расположены тем глубже соответствующих максимумов σ_i , чем меньше величина χ .

2. Уменьшение χ ведет к расширению области повышенной относительной напряженности, выражаемой отношением текущего эффективного напряжения к максимальному. Так, для стали типа ШХ-15 (твердость 60 HRC, $\chi=0,6$) в условиях плоской деформации глубина залегания максимальных эффективных напряжений по критерию Лебедева-Писаренко увеличилась на 15% по сравнению с критерием Мизеса. Зона $\sigma_e/\sigma_{e\max} > 0,95$ распространилась (вдоль центральной оси) в интервале $(0.75...1.15)b_H$ (b_H – полуширина площадки контакта), тогда как по критерию Мизеса ей соответствует интервал $(0.50...0.95)b_H$. При этом общая площадь потенциально опасной зоны увеличилась на 12...15% (рис. 2).

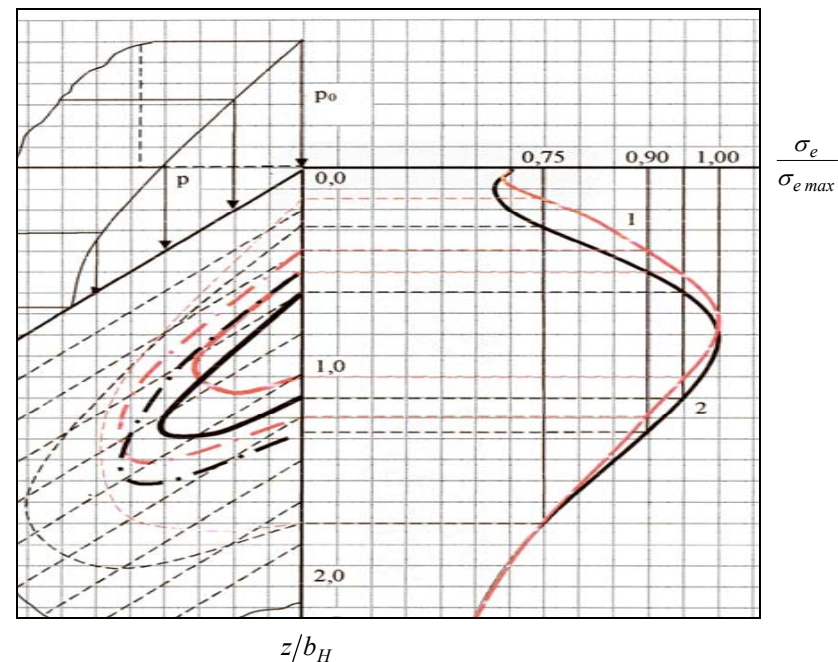


Рис. 2. Поле эффективных напряжений.
Линейный контакт. 1– $\chi = 1,0$; 2– $\chi = 0,6$.
 z – расстояние от поверхности соприкосновения тел

Пластические свойства стали обусловлены целым комплексом факторов – составом, структурой (что во многом зависит от вида и режимов упрочняющей обработки) и др., что определяет значительный разброс показателей несущей способности деталей при одних и тех же значениях твердости и параметрах упрочненного слоя. Этот факт хорошо известен из практики, но в существующих расчетных моделях не отражен. По соображениям, изложенным выше, зависимость для определения допускаемых эффективных напряжений (как поверхностных, так и глубинных) в рамках разрабатываемой модели имеет структуру

$$\sigma_{HKPe} = 0.62574 \chi(\chi - 0.11128) \sigma_{Hlim} Z_{LK} K_H \Pi, \quad (4)$$

где σ_{Hlim} – предел поверхностной контактной выносливости; Z_{LK} – коэффициент долговечности; K_H – коэффициент увеличения предела контактной выносливости за счет снижения влияния поверхностных дефектов; согласно [7], $K_H=1.15...1.20$; Π – комплекс факторов [5], оказывающих существенное влияние на уровень контактной выносливости, но инвариантных к разрабатываемой

мой модели (характер контактирования, разброс свойств материала, качество технологического процесса упрочнения и др.).

На рис. 3 приведены значения σ_{Hlim} на базе 10^7 циклов нагружения, полученные из условия $S_{HK} = 1,0$ по критерию Мизеса и по ф-ле (2) при изменении параметра пластичности в интервале $400 \dots 850 H_{HV}$ от 1,0 до 0,6 (цементация сталей, не содержащих никель) и от 1,0 до 0,68...0,7 (цементация никельсодержащих сталей и нитроцементация), и от 1,0 до 0,5 (закалка среднеуглеродистых конструкционных сталей). Значения параметров, входящих в комплекс Π , приняты по их средним значениям, одинаковым для всех вариантов [5].

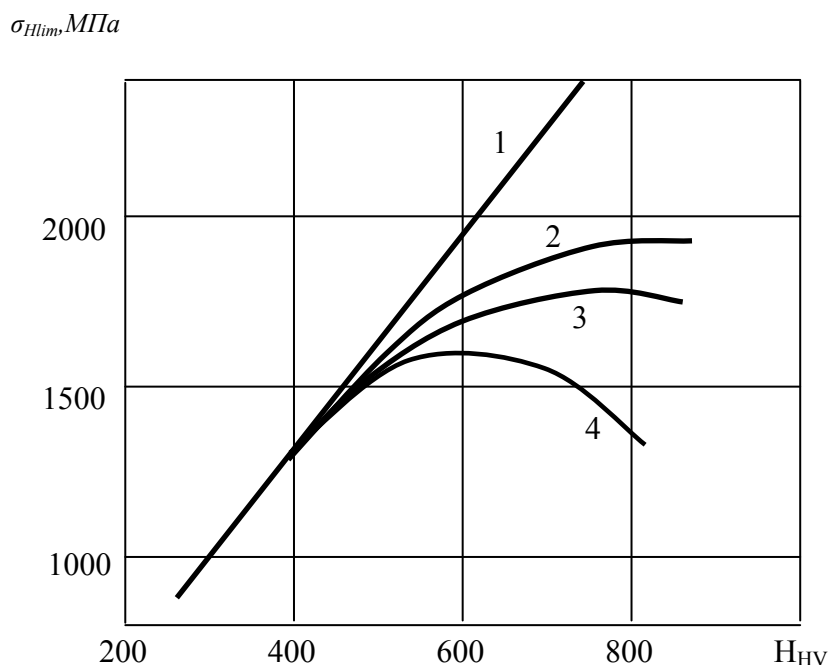


Рис. 3. Расчетные значения σ_{Hlim} на базе 10^7 циклов нагружения (линейный контакт). 1 – по критерию Мизеса; 2 – по критерию Писаренко-Лебедева (цементация никельсодержащих сталей и нитроцементация); 3 – по критерию Писаренко-Лебедева (цементация сталей, не содержащих никель); 4 – по критерию Писаренко-Лебедева (закалка среднеуглеродистых сталей типа 40X)

При сохранении линейной зависимости между твердостью и прочностью (например, по Мизесу) возрастание твердости, причем по любой шкале, должно было бы иметь следствием и увеличение долговечности. Однако экспериментальные данные зависимости ресурса (t) от твердости на примере

подшипников качения при одинаковых условиях испытаний [8] (рис. 4) этого не подтверждают. Использование критериев пластичности при оценке контактной выносливости термически или химико-термически упрочненной стали позволяет получить в лучшем случае качественную ориентировочную оценку. Расхождение реальных и расчетных показателей становится заметным приблизительно с уровня $H=500HV$ и нарастает по мере дальнейшего повышения твердости стали. Применение же критериев предельного состояния, учитывающих влияние как сдвиговых, так и нормальных напряжений существенно повышает точность расчетов.

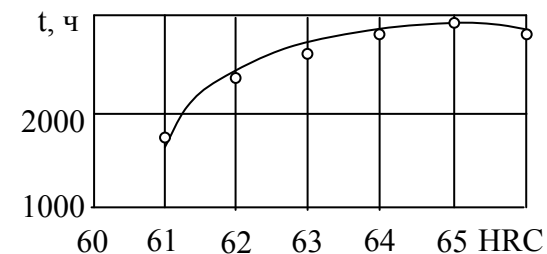


Рис. 4. Зависимость ресурса t подшипника от твердости [8]

Из анализа графиков можно сделать так же некоторые другие – предварительные, но существенные для инженерной практики выводы.

1. Влияние пластических свойств весьма существенно. Так увеличение параметра пластичности с 0,6 до 0,67...0,7 при одном и том же уровне твердости определяет повышение σ_{Hlim} на 120...150МПа, что соответствует известному из практики различию прочности при цементации и нитроцементации.

2. Расчеты показывают, что для цементуемых конструкционных сталей, не содержащих никель (компонент, препятствующий росту зерна) повышение твердости выше $650HV$ практически не ведет к повышению контактно-усталостной долговечности, а при $H > 800HV$ можно ожидать даже снижения. При наличии никеля либо при нитроцементации сдвигается в область повышенной твердости.

3. Для среднеуглеродистых сталей типа 40X, подвергаемых закалке, пластические свойства которых существенно ниже (по данным [9] для стали 40X параметр пластичности $\chi=0,5$ уже при $H=45HRC$, но эта оценка представляется заниженной) при твердости выше $600 \dots 650HV$ можно ожидать снижения долговечности. Полученные расчетные результаты находятся в хорошем соответствии с данными рис. 1.

4. Высокая контактная прочность и износостойкость собственно диффузионного азотированного слоя в значительной степени «нейтрализуется» его

малой технологически достижимой толщиной. Во многих случаях (особенно в зубчатых передачах с зацеплением Новикова) область локализации максимальных критериальных напряжений приходилась не на эффективную зону, а на сердцевину. Наибольший процент контактных разрушений при азотировании связан с «отрывом» упрочненного слоя. Поэтому особое значение приобретает прочность сердцевины, что отражено, например, в методике оценки глубинной контактной прочности Р.Р. Гальпера [7]. В этих случаях применение критерия Писаренко-Лебедева смысла не имеет.

Разумеется, полученные результаты носят предварительный характер. Вследствие отсутствия согласованной методики определения напряжения отката при сжатии, значения параметра χ , полученные разными авторами, сильно разнятся (сводка известных экспериментальных данных приведена в [5]). Зависимость параметра пластичности от твердости принята линейной и подлежит уточнению.

Работа выполнена при поддержке гранта 06-08-00454 РФФИ.

Список литературы: 1. ГОСТ 21354-87. Передачи зубчатые цилиндрические звольентные. Расчет на прочность. – М.: Изд-во стандартов, 1988. – 125с. 2. Винтер Х., Вейс Т. Некоторые факторы, влияющие на усталостное выкрашивание, микровыкрашивание и усталостный износ поверхностно-упрочненных зубчатых колес // Конструирование и технология машиностроения. – М.: Мир, 1981. – №2. – С.135–142. 3. Пинегин С.В., Орлов А.В. Влияние формы пятна контакта и размеров деталей на их прочность при качении // Контактные задачи и их инженерные приложения. – М.: НИИМАШ, 1969. – С.274–284. 4. Фоскам А.П. Изменение в материале под действием контактной нагрузки при качении. // Проблемы трения и смазки. – 1985. – №3. – С.35–43. 5. Короткин В.И., Онишков Н.П., Харитонов Ю.Д. Зубчатые передачи Новикова. Достижения и развитие. – М.: «Машиностроение-1», 2007. – 384с. 6. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. – Киев: Наукова думка, 1976, – 415с. 7. Гальпер Р.Р. Глубинная контактная прочность упрочненных рабочих поверхностей // Повышение несущей способности механического привода / под ред. В.Н. Кудрявцева. – Л.: Машиностроение, 1973. – С.101–113. 8. Обеспечение на стадии производства заданной долговечности групп роликовых подшипников в зависимости от твердости их деталей / Касьянов В.Е., Миронюк В.П. и др. // Вестник машиностроения. – 2000. – №8. – С.15–18. 9. Расчеты на прочность в машиностроении / Под ред. С.Д. Пономарева. – М.: Машгиз, 1956. – Т.1. – 884с.

Поступила в редколлегию 10.04.08