



*On a condition of equality of speeds of cooling conformity between distance from a face surface of the tempered face sample and the module of gears for different areas of section of a tooth is established. It is shown, that on the basis of the received dependence with use of diagrammes hardenability of carburized layers and a core of concrete mark of a steel the proved choice of the material providing set quality indicators of chemical heat treatment of gears is carried out.*

С. П. РУДЕНКО, А. Л. ВАЛЬКО, Е. И. МОСУНОВ,  
Н. П. ТИМОШЕНКО, Объединенный институт машиностроения НАН Беларуси

УДК 669.18.33:621.78

## ВЫБОР МАРКИ СТАЛИ ДЛЯ ВЫСОКОНАПРЯЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ТРАНСМИССИЙ АВТОТРАКТОРНОЙ ТЕХНИКИ ПО КРИТЕРИЮ ПРОКАЛИВАЕМОСТИ ЦЕМЕНТОВАННОГО СЛОЯ

Материалы, применяемые для изготовления зубчатых колес трансмиссий, должны обладать высокой поверхностной твердостью для обеспечения сопротивления максимальным и длительно действующим контактными нагрузкам в условиях качения со скольжением, достаточной прочностью и выносливостью при изгибе зубьев при наличии концентрации напряжений у галтели зуба. Правильный выбор материала и соответствующих методов термообработки является одной из главных предпосылок, гарантирующих достижение требуемых эксплуатационных свойств деталей. Особенно это относится к высоконапряженным зубчатым колесам трансмиссий энергонасыщенной автотракторной техники.

В настоящее время отдельные предприятия отечественного машиностроения по инерции или в силу привычки, а иногда и консерватизма отдельных конструкторов применяют дорогостоящие хромоникелевые стали (12ХН3А, 20ХН3А, 12Х2Н4А, 20Х2Н4А, 30ХН3А, 18Х2Н4ВА и др.). Издавна считается, что только никельсодержащие марки конструкционной стали являются подлинно качественными, надежными и прочными, а стали безникелевые или малоникелевые являются их неэффективными заменителями. Однако, обладая комплексом высоких механических свойств, обеспечиваемых в широком диапазоне рабочих сечений деталей, указанные стали имеют ряд существенных недостатков. В частности, стали с высоким содержанием никеля (18Х2Н4ВА, 20Х2Н4А) весьма нетехнологичны на всех стадиях металлургического передела. Они склонны к образованию мно-

гочисленных дефектов в слитках и требуют применения длительных режимов отжига или высоко-го отпуска на различных этапах производства. Эти стали имеют также сложную технологию проката и штамповки, термической и химико-термической обработки: порезка проката на заготовки должна производиться в горячем состоянии; охлаждение после штамповки – замедленное (в течение нескольких суток); цементация – при относительно низких температурах (900–930 °С); для измельчения зерна аустенита требуется стадия повторной перекристаллизации, что удлиняет процесс ХТО. Как правило, в упрочненных слоях этих сталей содержится большое количество остаточного аустенита, что вызывает трудности в стабильном получении высокой твердости ( $\geq 59$  HRC), в связи с чем в процессе эксплуатации высоконапряженных зубчатых колес, изготовленных из этих марок стали, нередко возникают поверхностные и глубинные усталостные контактные выкрашивания зубьев.

Результаты исследований последних лет [1–5] показали, что эффективность использования легированных сталей для высоконапряженных зубчатых колес в конечном итоге определяется теми свойствами, которые приобретаются вследствие химико-термической обработки. Поэтому при обеспечении требуемого качества упрочненных слоев безникелевые или с небольшим содержанием никеля экономнолегированные стали могут успешно применяться для изготовления высоконапряженных зубчатых колес. В данном случае под конструкционными экономнолегированными сталями

понимаются стали, полностью обеспечивающие комплекс всех требуемых условиями эксплуатации физико-механических, технологических и иных свойств при минимальном их легировании, особенно дорогостоящими или дефицитными элементами.

Непрерывным условием правильного выбора марки стали является тщательный учет условий эксплуатации изделий, установление критериев работоспособности деталей, а отсюда и определение важнейших требований к стали, определяющих долговечную эксплуатацию деталей при одновременном обеспечении ее экономичности и технологичности.

Для обеспечения требуемых эксплуатационных показателей (ресурса) с учетом размеров зубчатых колес регламентируют величины поверхностной твердости и глубины цементации. Эти величины являются наиболее важными, определяющими конструктивную прочность и технологию термообработки цементуемых зубчатых колес, кроме того, они служат основными контролируемыми параметрами при цементации. Другими не менее важными характеристиками, определяющими технологию ХТО и работоспособность зубчатых колес, являются эффективная величина твердости, распределение твердости по упрочненному слою, эффективная толщина упрочненного слоя и его микроструктура. Регламентирование указанных показателей – гарантия обеспечения требуемых характеристик сопротивления усталости. Важной задачей в этом случае является установление зависимостей между характеристиками сопротивления изгибной и контактной усталости зубьев и указанными показателями качества упрочнения. В отече-

ственной практике предприятий автотракторной промышленности, как правило, такие показатели, как эффективная толщина упрочненного слоя (регламентируемая ГОСТ 30634–99) и тем более распределение твердости (микротвердости) по толщине упрочненного слоя, в технической нормативной документации на зубчатые колеса ответственного назначения не применяются.

При выборе марки стали необходимо учитывать критерии работоспособности зубчатых колес в условиях эксплуатации. Для высоконапряженных зубчатых колес трансмиссий основным критерием работоспособности является глубинное контактное выкрашивание поверхностей зубьев [5, 6]. Глубинные разрушения поверхностно-упрочненных зубчатых колес обусловлены особенностями изменения напряженного состояния и неоднородностью физико-механических свойств материала по толщине слоя в зоне контактного взаимодействия зубьев. Напряженное состояние в любой зоне упрочненного слоя характеризуется величинами глубинных касательных или эквивалентных напряжений. Глубина расположения и величина максимальных эквивалентных напряжений зависят от многих факторов, основными из которых являются радиусы кривизны профиля зуба, величина поверхностных контактных напряжений (давлений), характер распределения твердости (микротвердости) по глубине упрочненного слоя. На рис. 1 приведено изменение относительного эквивалентного напряжения в зависимости от глубины упрочненного слоя и величины поверхностного контактного напряжения, полученное при расчете зубчатых колес с модулем 5 мм. Из рисунка видно, что эквивалентные напряжения, определяющие напряженное

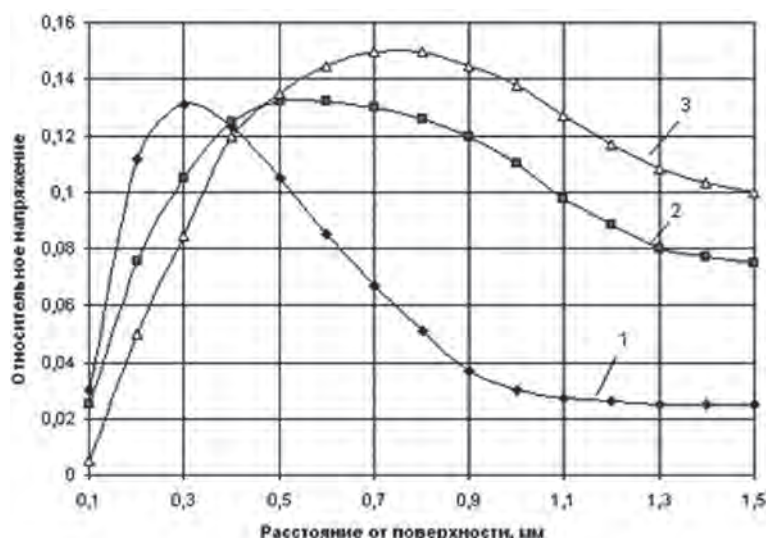


Рис. 1. Изменение относительного эквивалентного напряжения в зависимости от глубины упрочненного слоя и величины поверхностного контактного напряжения: 1, 2, 3 –  $\sigma_H = 1000, 1600, 2300$  МПа соответственно

состояние глубинных слоев поверхностно-упрочненных зубьев, переменны по величине на разном расстоянии от поверхности контакта. При этом существуют зоны упрочненных слоев, в которых эквивалентные напряжения достигают максимальной величины, а затем монотонно убывают. Если учесть, что структурные характеристики упрочненных слоев зубьев также неоднородны по толщине упрочненного слоя, то получается, что для зубчатых колес одинакового типоразмера, работающих в условиях переменных контактных нагрузок, за глубинные контактные разрушения ответственны поверхностные слои с разными структурными составляющими. Данное обстоятельство послужило основанием разработки дополнительных требований к выбору материалов высоконапряженных зубчатых колес с учетом результатов многолетних исследований сопротивления контактной усталости поверхностно-упрочненных зубчатых колес [3–6].

Определяющими показателями при назначении цементуемых марок стали являются способность стали к науглероживанию и ее восприимчивость к закалке, т. е. прокаливаемость и закаливаемость.

Прокаливаемость стали – одно из важнейших свойств и характеризуется глубиной проникновения закаленной зоны, т. е. способностью стали воспринимать закалку на различной глубине от поверхности. Прокаливаемость зависит от содержания углерода, легирующих элементов в стали, размеров детали, температуры нагрева под закалку, скорости охлаждения закаливаемого изделия. Прокаливаемость увеличивает углерод, марганец, кремний, хром, никель, молибден, причем молибден служит самым эффективным в отношении прокаливаемости науглероженного слоя. Однако надо помнить, что прокаливаемость зависит не только от основных компонентов стали, но и от величины зерна. Чем мельче зерно стали, тем хуже ее прокаливаемость. Это связано с влиянием поверхностей раздела на зарождение центров превращения. Например, присутствие бора одновременно и повышает прокаливаемость, и измельчает зерно. Остальные элементы главным образом влияют на прокаливаемость основного металла. Стали, легированные, помимо хрома и марганца, молибденом (0,4–0,5%) или молибденом (0,25–0,5%) и никелем (1,0–1,5%), обеспечивают максимальное сопротивление усталости зубьев [7]. Прокаливаемость стали обеспечивает заданную эффективную толщину слоя, что является одним из условий высокого качества упрочненного слоя и оптимальные свойства сердцевины.

Под закаливаемостью понимают способность стали повышать твердость в результате закалки.

Закаливаемость характеризуется максимальным значением твердости закаленной поверхности и определяется в первую очередь содержанием в стали углерода. Некоторое влияние оказывают и легирующие элементы. Для каждой марки цементованной стали существует свое оптимальное содержание углерода, при котором достигается максимальная твердость цементованного слоя, а при дальнейшем увеличении содержания углерода поверхностная твердость снижается [7].

Из-за различного содержания углерода в цементованном слое и сердцевине прокаливаемость этих объемов детали различна. Поэтому в цементованных сталях прокаливаемость слоя и сердцевины рассматривается отдельно. Однако в обоих случаях прокаливаемость оценивается методом торцовой закалки [7–9]. В работе [10] приведена методика определения прокаливаемости конструкционных сталей методом торцовой пробы, позволяющая получать уточненные данные с построением изоуглеродных диаграмм рассеивания прокаливаемости цементованных слоев. Применительно к зубчатым колесам получены зависимости, позволяющие оценивать прокаливаемость слоя и сердцевины зубьев с учетом характеристического размера  $s$ , устанавливающего соответствие прокаливаемости торцовой пробы и зубьев колес типа валшестерня для различных модулей при конкретной интенсивности закалки [7] (рис. 2). По данным зависимостям можно оценивать прокаливаемость зубчатых колес в среднем сечении зуба на уровне окружности впадин (прокаливаемость сердцевины зуба) в зависимости от интенсивности охлаждения с учетом характеристического размера, учитывающего диаметр детали или толщину (ширину) обода колеса. Однако при определении прокаливаемости зуба по его сечению в районе делительной (начальной) окружности данными номограммами пользоваться затруднительно из-за несоответствия между диаметром (характеристическим размером) зубчатого колеса и сечением отдельно взятого зуба в районе делительной окружности. Поэтому существующие рекомендации по оценке прокаливаемости цементованного слоя в районе делительной окружности зубьев зубчатых колес требуют дальнейшего уточнения.

Другой количественной характеристикой прокаливаемости является критический диаметр прутка, в котором после закалки в среде с конкретной охлаждающей способностью получают в осевой части сечения структуру с содержанием мартенсита не менее 50 %. Величина критического диаметра в значительной степени зависит от интенсивности охлаждения. Критический диаметр можно



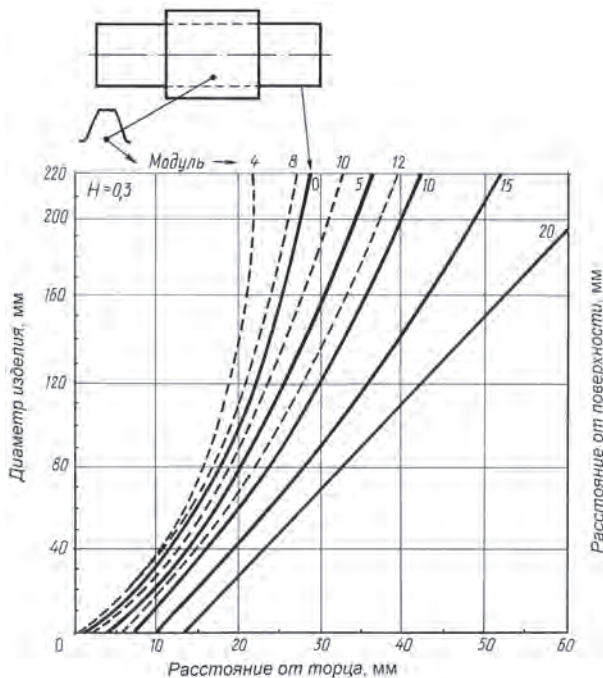


Рис. 2. Зависимость между диаметром (характеристическим размером  $s$  для вала-шестерни) и расстоянием от торца при испытании по методу торцевой закалки для различных расстояний от поверхности по сечению средней части ножки зуба для разных модулей при интенсивности закалки  $H = 0,3$

определить экспериментально, графически или расчетным путем. В графическом методе используют полученную экспериментальным путем или аналитически корреляцию между скоростями охлаждения при закалке торцового образца и твердостью по сечению прутков различных диаметров при закалке их в разных охлаждаемых средах. На основе данной корреляции построены номограммы для определения критического диаметра деталей простой формы (цилиндр, параллелепипед, шар) в зависимости от типа структуры (мартенситная, полумартенситная), охлаждающей способности закалочной среды и соотношения длины и диаметра (стороны) детали [8]. Представляется целесообразным сопоставить имеющиеся данные по распределению твердости в сечении цилиндрического прутка с распределением твердости в образце торцевой закалки. В результате проведенного анализа установлено, что расстояния от охлаждаемого торца для прутков диаметром от 20 до 100 мм, определенные по диаграмме Висса [7] и номограмме М. Е. Блантера [8], имеют близкие значения.

Поскольку зубчатые колеса в отличие от сплошного вала имеют сложный профиль с развитой площадью зубчатого венца, это вносит свои коррективы в распределение скоростей охлаждения по сечению зубьев при закалке. В этом случае применение указанных зависимостей [7] является единственным в своем роде методом определения прокали-

ваемости зубьев зубчатых колес на основе данных торцевой пробы, однако при этом имеются некоторые допущения, которые влияют на точность результатов. Во-первых, данные диаграммы разработаны для зубчатых колес типа вал-шестерня и их затруднительно использовать для колес с центральным отверстием. Во-вторых, прокаливаемость поверхностного слоя зубьев в районе делительной окружности предлагается оценивать по прокаливаемости поверхности сплошного вала с произвольной величиной отношения длины вала к диаметру. В-третьих, по приведенным диаграммам твердость сердцевины зубьев с модулем от 4 до 8 мм выше, чем твердость поверхности детали, что не соответствует действительности. В связи с этим по данным диаграммам (рис. 2) не представляется возможным получать достоверные данные по прокаливаемости активных поверхностных слоев зубьев.

Для обоснованного выбора сталей по прокаливаемости слоя в зависимости от условий охлаждения необходимо знать фактические скорости охлаждения в разных сечениях зубьев при закалке зубчатых колес различного размера. Классический метод экспериментального определения скоростей охлаждения достаточно сложен и трудоемок, поэтому предложен более простой и точный метод [11], наиболее подходящий для тел сложной формы, которым является зубчатое колесо.

После закалки зубчатое колесо разрезают по сечению отдельного зуба перпендикулярно оси колеса. Измеряют твердость по выбранным направлениям в этом сечении и строят кривую распределения твердости по сечению. Затем для стали этого же химического состава проводят стандартную торцевую пробу на прокаливаемость, для которой известно стандартное для всех сталей распределение скорости охлаждения по длине торцового образца. Таким образом, устанавливается связь между твердостью после закалки и скоростью охлаждения для выбранной стали. Полученная зависимость используется для построения кривой распределения скоростей охлаждения по сечению зуба.

Зная скорость охлаждения в разном сечении зуба, можно выбирать конкретную марку стали и режимы ее химико-термической обработки. В этом случае по величине скорости охлаждения определяют соответствующее расстояние от торца торцового образца, по которому после торцевой пробы из конкретной марки стали определяют величину твердости в заданной зоне по сечению зуба.

В работе [12] приведены экспериментальные данные по определению скоростей охлаждения в разных зонах по сечению зубьев шестерен с раз-

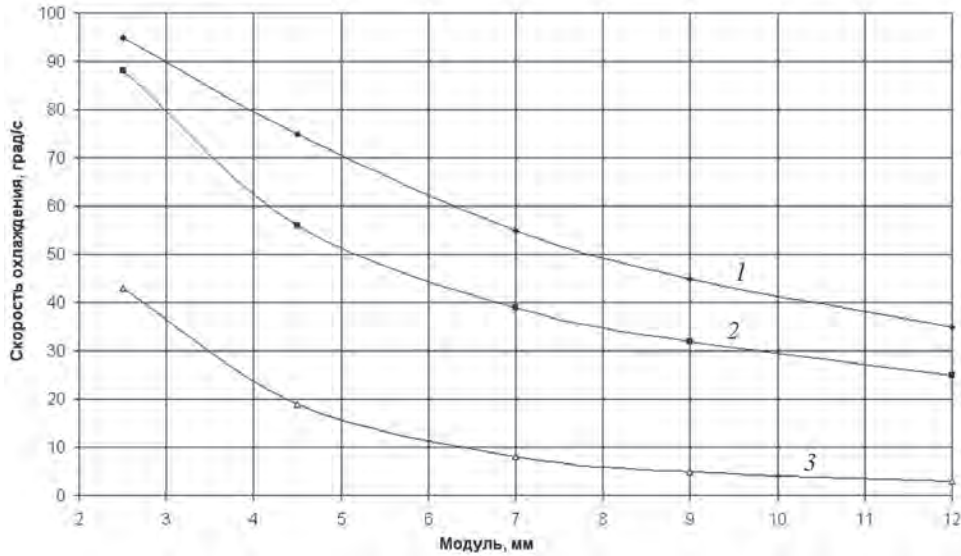


Рис. 3. Скорость охлаждения на поверхности зубьев 1, на расстоянии 1 мм от поверхности на расстоянии 1/2 от вершины 2 и в сердцевине 3 под впадиной зуба в зависимости от модуля зубчатого колеса при  $H = 0,3$

личным модулем при различной интенсивности охлаждения. Принимая интенсивность закалки для большинства применяемых в промышленности закалочных агрегатов равной  $H = 0,3$ , экспериментальные данные [12] можно представить в виде графика на рис. 3, иллюстрирующего соответствие между модулем зубчатых колес и скоростями охлаждения в сердцевине под впадиной и на поверхности зубьев. Эти же данные можно представить в виде графика на рис. 4, на котором показано соответствие (при равенстве скоростей охлаждения) между расстоянием от торца торцового образца и модулем зубчатого колеса для разных областей поперечного сечения зуба: на поверхности эвольвентного профиля на расстоянии 1/2 высоты зуба от вершины; на расстоянии 1 мм от поверхности в упомянутом сечении; в сердцевине под впа-

диной зуба. Данный график получен с учетом скоростей охлаждения ( $V_{\text{охл}}$ ) при торцовой закалке [9], которые можно представить в виде уравнения регрессии в зависимости от расстояния ( $h$ ) от торцовой поверхности образца:  $V_{\text{охл}} = 555,16 h^{-1,4093}$ .

Из рисунка видно, что для модуля  $m = 2,5-3,0$  мм скорости охлаждения на поверхности и на расстоянии от нее 1 мм по сечению зуба примерно одинаковые. Начиная со значения  $m = 4$  мм, наблюдается разница в скоростях охлаждения для данных областей. Например, для  $m = 4,5$  мм скорость охлаждения на поверхности зуба равна  $75$  °C/с, что соответствует скорости охлаждения торцового образца на расстоянии от торца 4 мм, а на расстоянии по сечению зуба 1 мм от поверхности скорость охлаждения равна  $55$  °C/с, что соответствует расстоянию от торца 5 мм. Для зубчатых

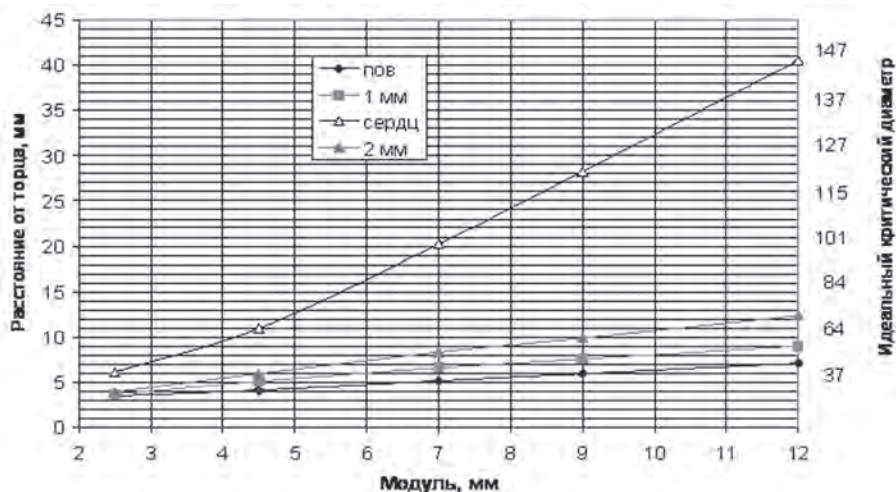


Рис. 4. Соответствие между расстоянием от торца торцового образца и модулем зубчатого колеса при  $H = 0,3$

колес с  $m = 12$  мм соответственно  $35$  °C/с и  $7$  мм;  $25$  °C/с и  $9$  мм.

Аналогичные результаты можно получить при использовании номограммы М. Е. Блантера [8]. В качестве допущения представим отдельно взятый зуб с модулем  $4,5$  мм в виде цилиндра диаметром, равным толщине зуба по делительной окружности ( $\sim 9$  мм), и длиной  $35-50$  мм ( $\sim 4-6d$ ). В соответствие с номограммой М. Е. Блантера определяем, что для цилиндра с критическим диаметром  $9$  мм при отношении  $L/d = 4-6$  скорость охлаждения в масле равна  $60-90$  °C/с, что соответствует данным, полученным в работе [12]. Данным скоростям соответствуют расстояния от торца торцевой пробы  $3,5-4,7$  мм, что совпадает с результатами анализа, приведенными на рис. 4.

Полученные результаты подтверждаются экспериментальными данными авторов по исследованию режимов закалки цементованного сателлита планетарной передачи с модулем  $8$  мм. На рис. 5 приведено распределение температуры в разных зонах зубчатого венца в процессе закалки в масле при интенсивности охлаждения  $H = 0,3$ . Из рисунка следует, что скорость охлаждения на поверхности зубьев значительно отличается от скорости охлаждения в сердцевине. Оценивая скорость охлаждения поверхности зуба и сердцевины при достижении температуры в диапазоне  $400-220$  °C (начало мартенситного превращения), получаем,

что для поверхности зуба средняя скорость охлаждения составляет  $50$  °C/с, а для сердцевины –  $10$  °C/с. Такие же величины скоростей охлаждения получены в работе [12] для зубчатых колес с модулем  $7$  мм.

Таким образом, результаты сравнительного анализа имеющихся данных показывают значительное различие в прокаливаемости отдельно взятого зуба и сердцевины зубчатого колеса. Скорости охлаждения на поверхности эвольвентной части зуба практически не зависят от модуля (размеров) зубчатого колеса и соответствуют скоростям охлаждения торцового образца на расстоянии  $4-10$  мм от торца. Величины скоростей охлаждения в сердцевине зубчатого колеса зависят от модуля и соответствуют скоростям охлаждения торцового образца на расстоянии от  $4$  до  $40$  мм от торца.

В качестве примера выполним анализ применения стали  $20ХГНМ$  для зубчатого колеса с модулем  $m = 4,5$  мм коробки передач трактора с использованием результатов экспериментального определения скоростей охлаждения зубчатых колес на основании рис. 4. Исходными данными служат также термокинетические диаграммы [13] и изотермические диаграммы прокаливаемости цементованного слоя стали  $20ХГНМ$ , полученные методом торцевой закалки (рис. 6), результаты прогнозирования ресурса исследуемой шестерни по режимам стеновых испытаний коробки передач, на основании которых получены требования к поверхностям

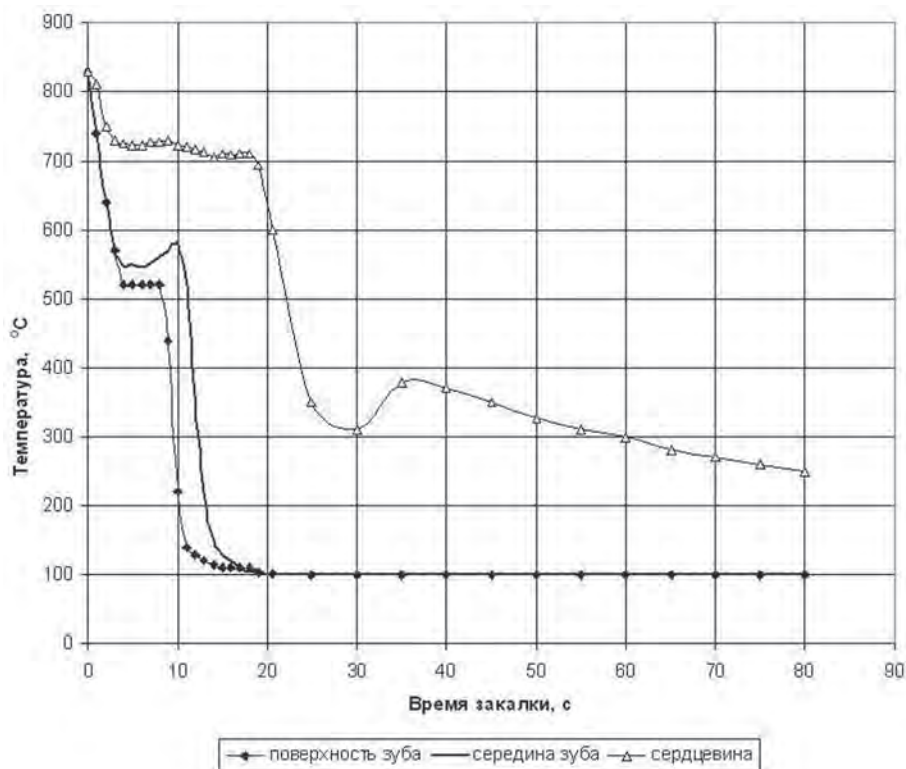


Рис. 5. Распределение температуры в разных зонах зубчатого венца в процессе закалки в масле при интенсивности охлаждения  $H = 0,3$  цементованного сателлита планетарной передачи с модулем  $8$  мм



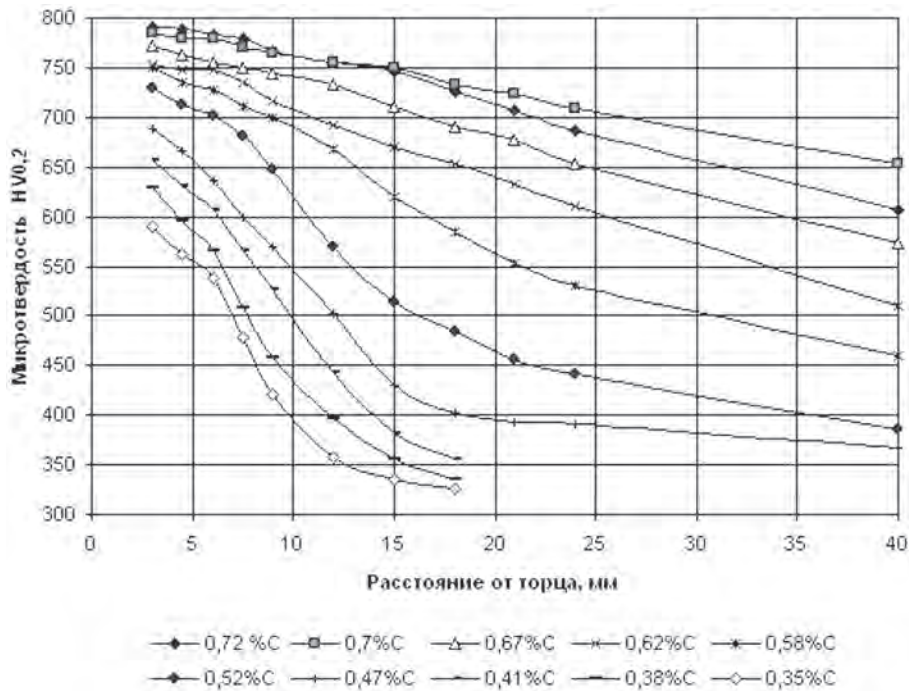


Рис. 6. Изоуглеродные диаграммы прокаливаемости стали 20ХГНМ после торцовой закалки и низкого отпуска

ной твердости, толщине слоя до полупереходной зоны, эффективной толщине цементованного слоя до твердостей 750, 700 и 600 HV 0,2 (см. таблицу).

**Требования к толщине цементованного слоя зубчатого колеса**

Марка стали	Толщина цементованного слоя, мм, до:			
	полупереходной зоны	600 HV0,2	700 HV0,2	750 HV0,2
20ХГНМ Твердость поверхности зубьев 60 HRC	1,0	0,6	0,4	0,3

По термокинетическим диаграммам [13] определяем условия отсутствия феррита в сердцевине и бейнита в цементованном слое. Условие отсутствия феррита в сердцевине выполняется при скоростях охлаждения, соответствующих расстоянию от торца торцового образца  $\leq 11-13$  мм, а условие отсутствия бейнита в цементованном слое –  $\leq 20$  мм. Для шестерни с модулем 4,5 мм по рис. 4 определяем, что скорости охлаждения на поверхности зубьев, на глубине 1 мм в районе делительной окружности и в сердцевине равны скоростям охлаждения торцового образца на расстоянии от торца 4, 5 и 11 мм соответственно. Таким образом, указанные выше условия отсутствия феррита и бейнита в структуре сердцевины и цементованного слоя данной шестерни выполняются.

Полупереходной зоне с содержанием углерода 0,35–0,37% С соответствует твердость 35–39 HRC

(370–410 HV0,2, рис. 6). Учитывая, что по результатам прогнозирования ресурса данная шестерня имеет значительный запас по изгибной выносливости зубьев, полученные значения твердости сердцевины считаем приемлемыми.

По изоуглеродной диаграмме прокаливаемости стали 20ХГНМ после закалки и низкого отпуска (рис. 6) определяем, что эффективная толщина цементованного слоя до 750 HV0,2 обеспечивается при содержании углерода 0,67–0,70% С; до 700 – при 0,52–0,58% С; до 600 HV0,2 – при 0,41% С. Поверхностная твердость 60 HRC (750 HV0,2) обеспечивается при содержании углерода 0,67–0,70% С.

Таким образом, полученные результаты показывают, что сталь 20ХГНМ по критерию прокаливаемости применима для высоконагруженного зубчатого колеса коробки передач трактора. Полученные значения углерода, обеспечивающие требуемое распределение твердости в цементованном слое, являются исходными данными для разработки режимов химико-термической обработки.

**Выводы**

В результате проведенных исследований показано, что прокаливаемость стали является одним из основных критериев выбора марки стали для высоконапряженных зубчатых колес. По условию равенства скоростей охлаждения установлено соответствие между расстоянием от торцовой поверхности закаленного торцового образца и модулем зубчатых колес для разных областей сечения зуба при закалке в масло. Показано, что на основа-

нии полученной зависимости с использованием диаграмм прокаливаемости цементованных слоев и сердцевины конкретной марки стали осуществляется

вляется обоснованный выбор материала, обеспечивающего заданные качественные показатели химико-термического упрочнения зубчатых колес.

### Литература

1. С у с и н А. А. Химико-термическое упрочнение высоконапряженных деталей. Мн.: Беларуская навука, 1999.
2. З и н ч е н к о В. М. Инженерия поверхности зубчатых колес методами химико-термической обработки. М.: Из-во МГТУ им. Баумана, 2001.
3. Р у д е н к о С. П., Ш и п к о А. А., М о с у н о в Е. И., В а л ь к о А. Л. Микроструктура упрочненных слоев высоконапряженных зубчатых колес из хромоникелевых сталей // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2011. № 1. С. 11–17.
4. Р у д е н к о С. П., В а л ь к о А. Л., М о с у н о в Е. И. Структура цементованных слоев зубчатых колес трансмиссий энергонасыщенных машин // Металловедение и термическая обработка металлов. 2012. № 4. С. 38–42.
5. Р у д е н к о С. П. Исследование сопротивления контактной усталости поверхностно-упрочненных зубчатых колес // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2009. № 4. С. 48–53.
6. Р у д е н к о С. П., В а л ь к о А. Л., М о с у н о в Е. И. Технические требования к качеству цементованных слоев зубчатых колес трансмиссий энергонасыщенных машин // Автомобильная промышленность. 2011. № 9. С. 33–36.
7. Технология термической обработки стали / Пер. с нем. Б. Е. Левина; под ред. Бернштейна. М., 1981.
8. Б л а н т е р М. Е. Теория термической обработки: Учеб. для вузов. М.: Металлургия, 1984.
9. Термическая обработка в машиностроении: Справ. / Под ред. Ю. Н. Лахтина, А. Г. Рахштадта. М.: Машиностроение, 1980.
10. Р у д е н к о С. П., Ш и п к о А. А., М о с у н о в Е. И., В а л ь к о А. Л. Расчет прокаливаемости цементованных слоев конструкционных сталей // Весці НАН Беларусі. Сер. фіз.-тэхн. навук. 2010. № 3. С. 5–10.
11. Контроль качества термической обработки стальных полуфабрикатов и деталей: Справ. / Под ред. В. Д. Кальнера. М.: Машиностроение, 1984.
12. К о з л о в с к и й И. С., О л о в я н и ш н и к о в В. А., З и н ч е н к о В. М. Критерии оценки качества и рационального выбора цементуемых и нитроцементуемых сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. 1981. № 3. С. 2–9.
13. Изотермические и термические диаграммы распада переохлажденного аустенита: Справ. / А. А. Попов, Л. Е. Попова. М.: Машгиз, 1961.