

Погребняк Р.П.

Технологическая нагрузка и точность формообразования фасонной поверхности железнодорожного колеса фасонным резцом

Технология массового производства железнодорожных колес горячей прокаткой не позволяет получить изделие достаточной точности и шероховатости поверхности, а наружные слои прокатанного обода обезуглерожены и значительно насыщены неметаллическими включениями. Поэтому цельнокатанные железнодорожные колеса подвергают механической обработке резанием на участках отделки проката во всех колесопрокатных цехах всех стран, производящих данную продукцию. Механической обработке обязательно подвергают поверхность катания, гребень, обод с внутренней и наружной стороны колеса, растачивают отверстие в ступице. Операционная технология механической обработки на каждом предприятии индивидуальна и учитывает возможности установленного оборудования и технические требования к получаемой продукции. Кроме того, технология эта различна для обработки различных колес в рамках одного предприятия. При этом часть механической обработки в общей себестоимости колеса достигает 67...75%. Колебание припуска и фасонность профиля колеса вызывают изменение в широких пределах по величине и направлению силы резания. Это отрицательно влияет на состояние оборудования, качество обработанной поверхности, режущий инструмент, снижает производительность обработки. Значительное и нестационарное нагружение станка снижает динамическую точность формообразования колеса вплоть до его повторной переточки.

Основу технологического потока механической обработки составляют специальные карусельные станки. В основном применяют одно— или двухстоечные карусельные станки с двумя—четырьмя суппортами, снабженными электрокопировальными устройствами или УЧПУ.

По данным ЛИИЖТ[1] при обработке закаленных железнодорожных колес из колесной стали ($C=0,57\%$, $Mn=0,69\%$, $Si=0,35\%$, $\sigma_B=950\div970$ МПа,

HB=280÷290) чашечными пластинами $\varnothing 30$ мм по ГОСТ 2209 из твердого сплава Т14К8 и геометрией $\alpha=6^0$, $\gamma=0^0$, $\gamma_{\phi}=35\div 42$, $\lambda=0$ справедливы зависимости для определения главной составляющей силы резания

$$P_z = 4,24 \cdot t^{1,04} \cdot S^{0,9} \cdot V^{-0,1}, \text{ кН} \quad (1)$$

и силы подачи
$$P_f = 1,78 \cdot t^{1,12} \cdot S^{0,07} \cdot V^{-0,18}, \text{ кН.} \quad (2)$$

Применение фасонных чашечных резцов при обработке железнодорожных колес главным образом обусловлено необходимостью «вписаться» в галтель колеса в месте сопряжения поверхности катания и гребня, поэтому радиус галтели ограничивает диаметр инструмента. Кроме этого необходимого качества инструмента, по данным[2] чашечные резцы обладают и другими преимуществами по сравнению с прямокромочными: средняя толщина стружки и соответственно ее усадка меньше; длина контакта резца с деталью больше, что улучшает теплоотвод; высота микронеровностей и, следовательно, шероховатость поверхности ниже.

Сила резания при точении резцом с круглой вставкой определяется длиной криволинейной режущей кромки или углом контакта между резцом и деталью ϕ .

Для прямолинейного точения этот угол(рис.1): $\phi = \arccos(1 - \frac{t}{R})$, а для

криволинейного, имеем: $\phi_k = \arccos \left\{ 1 - \frac{t[2(R - r) + t]}{2 R r} \right\}$. При одинаковой

глубине резания t угол контакта резца с деталью ϕ оказывается неодинаков для обработки прямолинейного и криволинейного участков профиля. На рис.2,а представлены сравнительные зависимости угла контакта от глубины резания на различных участках кривизны гребня колеса. Зависимости (1) и (2) получены для прямолинейного точения, поэтому, приравняв соотношения для углов контакта при прямолинейном и криволинейном точении, получим выражения для определения приведенной глубины резания (соответствующей данному углу

контакта на криволинейном участке) $t_{\Pi} = \frac{t[2 \cdot (R - r) + t]}{2 R}$; для радиусов,

очерчивающих гребень по ГОСТ 9036, эта зависимость представлена на рис. 2,б.

Направление схода стружки указывает направление нормальной составляющей P_N силы резания (рис.1) и определяется различной мощностью потоков стружки отдельных элементарных участков лезвий. Для круглых резцов с $\lambda = 0^\circ$ угол Δ_0 направление схода стружки можно определить по формуле

$$[3]: \Delta_0 = \frac{2t(2\varphi_{\max} - \psi) + a_{\max} \cdot \cos \varphi_{\max} \cdot (\varphi + \psi)}{6t},$$

где $a_{\max} = r + S_K \sin \varphi_{\max} - \sqrt{r^2 - S_K^2 \cos^2 \varphi_{\max}}$ - максимальная толщина среза, $\varphi_{\max}$ - угол контакта резца с деталью там, где толщина среза максимальна;

$\psi = \arcsin \frac{S_K}{2r}$ - угол контакта вспомогательной режущей кромки (на прямолинейном участке профиля $S_K=S$). Для прямолинейного участка

$$\operatorname{tg} \varphi_{\max} = \frac{\sqrt{t(2r-t)} - S}{r-t}, \quad \text{для криволинейного радиусного} -$$

$$\sin \varphi_{\max} = \frac{R_t \sin v_{\max}}{\sqrt{R^2 + R_t^2 - 2RR_t \cos v_{\max}}}, \quad \text{где } v_{\max} = \arcsin\left(\frac{r \cdot \sin \varphi}{R_t}\right) - \frac{S}{R}, \quad R_t = R - r + t.$$

Изменение скорости резания при обработке фасонной поверхности профиля за счет высоты гребня определяется выражением: $V = 0,001 \pi(D + 2y)n$, м/мин, здесь n - частота вращения планшайбы, об/мин, D - диаметр колеса, м, y - рост высоты гребня по средней величине припуска, м.

При постоянной скорости обхода контура S подача на криволинейном выпуклом радиусном его участке, очевидно, будет меньше (рис.1) и определится выражением: $S_K = \left(1 - \frac{r - 0,5t}{R}\right)S$.

Разложим нормальную составляющую P_N по координатам:

$$P_x = \frac{P_f \sin(\Delta_0 + \alpha)}{\sin \Delta_0}, \quad P_y = \frac{-P_f \cos(\Delta_0 + \alpha)}{\sin \Delta_0} \quad \text{Здесь } \alpha - \text{угол наклона касательной к}$$

профилю (эквидистанте). Тангенс текущего значения α получим как производную кривой в данной точке, образующей профиль. В заданной декартовой системе координат профиль описывается алгебраическими кривыми – окружностями вида

$(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 = R_0^2$, здесь x_0, y_0 – координаты центра окружности, R_0 – ее радиус. Тогда производная эквидистанты в любой ее точке определится выражением $\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \alpha = \frac{x_0 - x}{\sqrt{R_0^2 - (x_0 - x)^2}}$.

Окончательно формулы для определения составляющих силы резания на криволинейных радиусных участках профиля примут вид:

$$P_Z(x) = 4,24 \quad t_{\Pi}(x)^{1,04} S_K(x)^{0,9} V(x)^{-0,1}, \quad (3)$$

$$P_x(x) = \frac{1,78 t_{\Pi}(x)^{1,12} S_K(x)^{-0,07} V(x)^{-0,18}}{\sin \Delta_0(x)} \sin(\Delta_0(x) + \alpha(x)) \quad (4)$$

$$P_y(x) = \frac{1,78 t_{\Pi}(x)^{1,12} S_K(x)^{-0,07} V(x)^{-0,18}}{\sin \Delta_0(x)} \cos(\Delta_0(x) + \alpha(x)). \quad (5)$$

На основании полученных зависимостей с помощью компьютерного моделирования представлены силовые характеристики резания при обработке колеса основного сортамента Ø957 ГОСТ 9036 (рис. 3), где линией 1 - обозначен необходимый профиль колеса, линией 2 - профиль, получаемый после проката на стане, 3 – эквидистанта движения центра чашечного резца 4.

Профиль колеса–заготовки определяется калибровкой прокатного инструмента, а припуск на обработку – отсортировкой колес в брак по неметаллическим включениям, которые главным образом, сосредоточены у поверхности черного колеса. Для колес по ГОСТ 9036, которые являются основными в сортементе цехов по производству цельных штамповано-катаных колес, оптимальный диаметр черного колеса принимают равным 973мм, а расчетный диаметр готового колеса – 957 мм (по кругу катания). С учетом калибровки инструмента и допуска на обработку на (рис.3,б) представлена наиболее типичная линеаризованная кривая изменения глубины резания $t(x)$ по участкам профиля.

Составляющие P_y и P_x определяют нагруженность соответственно ползуна и суппорта станка. Как видно из рисунка 3,в движение ползуна на первоначальном

этапе обработки происходит под действием постепенно уменьшающейся силы P_y , а после смены знака составляющей, движение без раскрытия зазора в передаче винт-гайка осуществляется до тех пор, пока P_y не превзойдет силу F_y трения на основных и боковых направляющих ползуна. После смены знака составляющая P_y превратится из силы сопротивления в силу движущую, поэтому раскрытие зазора в передаче ползуна произойдет когда сила, действующая на ходовой винт $N_y = P_y + F_y$ обратится в ноль. Здесь $F_y = (P_z + |P_x| + G_1)f$, где G_1 – вес ползуна; f – коэффициент трения в установившемся движении. Как видно из графиков, выборка зазоров происходит еще до реверса подачи (до прохождения резцов вершины гребня колеса) и поэтому попытка закончить обработку этим суппортом на вершине гребня и тем самым предотвратить выборку зазора, сделав передачу по координате нереверсивной, не привела к успеху. Пересечение кривой N_y с осью ординат проецируется на профиль точкой центра вероятного его искажения. Избежать обнуления N_y при такой схеме обработки не удастся; для обеспечения достаточной точности профиля передачу винт – гайка ползуна необходимо оснастить устройством постоянной выборки зазора[4], минимальным должен быть и зазор в направляющих.

Для суппорта условие нераскрытия зазора $N_x = P_x + F_x \neq 0$, здесь $F_x = (P_z + |P_y|)f + \Delta G$, где $\Delta G = (G_2 - G_3)$ - неуравновешенность суппорта (G_2 - вес суппорта, G_3 - вес противовеса). Соблюдение этого условия зависит от геометрии профиля, стабильности силы трения, величины и характера изменения припуска. Движение суппорта не реверсивно, но составляющая P_x в конце обработки меняет знак (рис.3,б), что при значительной ее величине может привести к раскрытию зазора. Исключить выборку зазора в передаче суппорта при обработке любых профилей возможно, если уменьшить силу противовеса.

Настройка на обработку колеса в положении «гребнем вверх» позволяет обтачивать колесо без реверса подач суппортов. Однако, как показало моделирование нагруженности, при такой схеме обработки зазоры в приводе ползунов все равно раскроются. На рис. 4 представлены результаты расчета составляющих сил резания, сил трения, сопротивления передвижению и сил,

действующих на ходовые винты, полученные при режимах обработки: припуск постоянен и равен $t = 6$ мм, $n=30$ об/мин, $S=1,2$ мм/об. Нереверсивное движение суппорта (вдоль оси X) происходит под действием не меняющих направление сил P_x и F_x , их равнодействующая N_x знакопостоянна, поэтому нет условий для выборки зазора. Движение ползуна вдоль оси Y также нереверсивно, но сила P_y только на участке смены знака ($108 \geq x \geq 100,5$) является силой сопротивления и направлена в сторону противоположную перемещению ползуна. Поэтому, как видно из рисунка, на участке подъема гребня равнодействующая $N_y = P_y + F_y$ дважды обнуляется, т.е. дважды раскрывается зазор. Таким образом, изменение схемы обработки («гребнем вниз», «гребнем вверх»), геометрии профиля и припуска на обработку не оказывают влияния на наличие зон выборки зазора в приводе подачи ползунов. Кроме этого, при обработке галтельного участка сопряжения поверхности катания и гребня колеса наблюдается значительный рост силы резания, особенно ее главной составляющей P_z . Как видно из рисунка 4 в галтели угол контакта резца с деталью максимальный и значительно превосходит величину $\pi/2$, все составляющие силы резания растут, номинальная величина составляющей P_z достигает разрушающей величины 74 кН. Поэтому на станках, осуществляющих обработку по схеме «гребнем вверх» боковые суппорты обтачивают одну и ту же поверхность колеса с разбиением припуска на два прохода, что снижает количество обработанных участков колеса и производительность. В связи с этим технологическая схема с завершением обработки на вершине гребня представляется менее удачной.

Неблагоприятный характер изменения составляющих P_x и P_y дополнительно ухудшается переменностью припуска, вызванного эксцентриситетом установки колеса на планшайбе ($t_1=0...1,5$ мм), и наличием огранки прокатанной колесной заготовки ($t_2=1,3...1,6$ мм). С учетом эксцентриситета можно записать выражение изменения глубины резания: $t = t_0 + t_1 \sin(\omega\tau) + t_2 \sin(3\omega\tau + \Theta)$ [5], где t_0 – средняя глубина резания участка профиля; t_2 – амплитуда волнообразования(огранки); ω - частота вращения планшайбы, c^{-1} ; τ - текущее время, с; Θ - фазовый сдвиг между эксцентриситетом и волнообразованием. Обе

гармонические составляющие складываются на поверхности колеса, и колебание припуска носит бигармонический характер.

От параметра t зависит большинство сомножителей в зависимостях (3),(4) и (5), в том числе и угол схода стружки Δ_0 , поэтому переменный характер припуска оказывает влияние не только на величину составляющих силы резания, но и на их направление.

На рис.3 тонкими линиями показаны границы изменения составляющих сил резания при обточке реального колеса - заготовки (т.е. с переменным припуском). Очевидно, что бигармоническая форма поверхности колеса весьма неблагоприятно сказывается на силовом режиме станка, так как, с одной стороны, делает нестационарными силы трения и снижает точность позиционирования, а с другой - на том участке профиля, где имеет место равенство составляющей силы резания и силы сопротивления движению переменный припуск ведет к периодическому (с частотой вдвое выше оборотной) перекалыванию зазора и тем самым - к значительному искажению профиля. Кроме того, такой характер изменения силы очень быстро увеличивает (разбивает) зазор. Пересечение границ изменения составляющих и сил сопротивления движению проецируется на профиль зонами значительного искажения поверхности гребня колеса. Длина этих зон определяется размахом изменения глубины резания за оборот, а также координатой точки пересечения средних величин составляющей силы резания и сопротивления движению.

Для ползуна приближение точки пересечения к началу координат (рис. 3,а) увеличивает проекцию участка раскрытия зазора, а это происходит при малых и средних глубинах резания. При прочих равных условиях длина зоны раскрытия зазора от 60 до 80% определяется амплитудой колебания глубины резания, вызванной волнообразованием на поверхности заготовки. Поэтому устранение или уменьшение амплитуды волнообразования заготовки может существенно снизить ошибку копирования, а также позволит уменьшить общий припуск на обработку. Даже при номинальной величине снимаемого припуска приведенная глубина резания t не одинакова по периметру гребня, а именно она

наиболее влияет на величину силы резания. Диапазон изменения составляющей P_z достигает трех, а составляющие P_x и P_y имеют знакопеременный характер. Даже статические деформации, вызванные таким изменением составляющих P_z , P_x и P_y , приводят к заметным искажениям геометрии получаемого профиля, а наличие зазоров делает эти искажения значительными.

Выводы

1. Получены зависимости для определения составляющих силы резания при обработке чашечными резцами фасонной поверхности железнодорожных колес различной формы. Эти зависимости могут служить для оценки нагруженности привода главного движения и суппортов колесообточных станков.

2. При обработке гребня колеса радиальная и осевая составляющие силы резания, воздействующие на суппорт и ползун станка, знакопеременны. Установлено, что существуют условия, при которых в приводе подачи суппорта и ползуна раскрываются зазоры, причем это возможно при любой схеме обработки колеса («гребнем вверх», «гребнем вниз»). Раскрывающиеся зазоры вызывают существенное отклонение геометрии обработанного профиля от заданного.

3. На основе анализа влияния фасонной геометрии профиля гребня колеса на изменение фактических режимов его обработки установлено, что с точки зрения минимальной величины силы резания предпочтительнее закончить обработку гребня в галтели колеса, а не на вершине гребня.

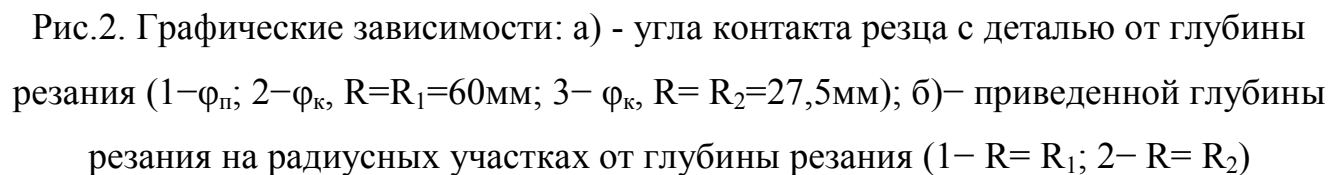
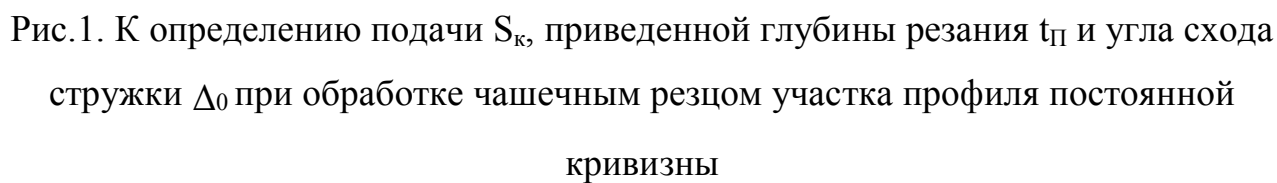
4. Динамика колесообрабатывающих станков самым непосредственным образом связана с технологией горячего деформирования заготовки, так как именно наследственные геометрические признаки колеса-заготовки являются источником переменного нагружения элементов станка.

Литература

1. Исследование обрабатываемости резанием сталей для цельнокатаных колес повышенной твердости. Исследование обрабатываемости цельнокатаных колес и выбор оптимальных режимов резания: Отчет о НИР (заключительный)/Ленинградский ин-т инж. ж/д тр-та. № ГР 79009342; Инв. № Б815237.- Л.,1979.-122 с.
2. Мартыненко В.А. Выбор диаметра круглых поворотных режущих пластин для сборного инструмента/ В.А.Мартыненко, И.И.Шпирка, В.А.Доморацкий // Прогрессивные технологии и системы машиностроения.- 1998.-№6.-С.199-200.
3. Филоненко С.М. Резание металлов/ Филоненко С.М. -К.:Техніка,1975.-232с.
4. Пуш В.Э. Конструирование металлорежущих станков/ Пуш В.Э.- М.: Машиностроение, 1977.- 390с.
5. Зданевич В.А. Некоторые особенности силового режима механической обработки реального железнодорожного колеса-заготовки/ В.А.Зданевич, Р.П. Погребняк // Металлургическая и горнорудная промышленность.-1991.-№4.- С.62-64.

Сведения об авторе

Погребняк Родион Петрович, 18.05.60 г.р., к.т.н., ст.преподаватель каф. прикладной механики Национальной металлургической академии Украины. Тел.сл. (056)3748387, тел.дом. (056)7433276, тел.моб. (068)4131757, домашний адрес: 49050, Днепропетровск, ул.Казакова,35А, e-mail: nmetaumechanic@yahoo.com.



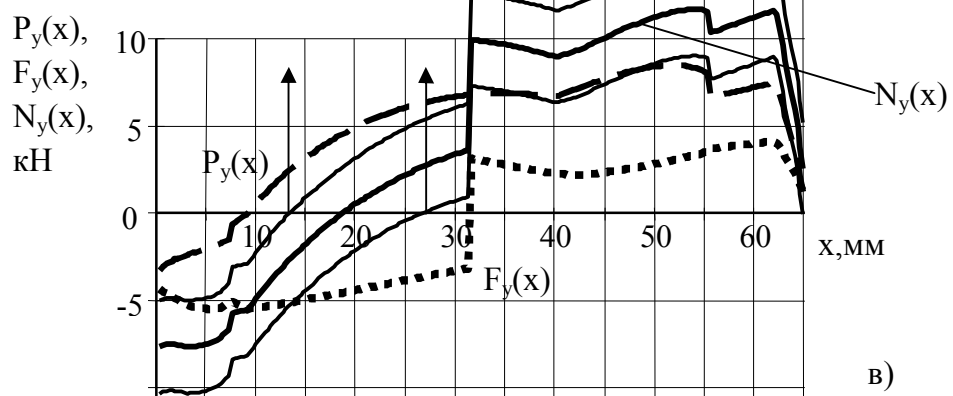
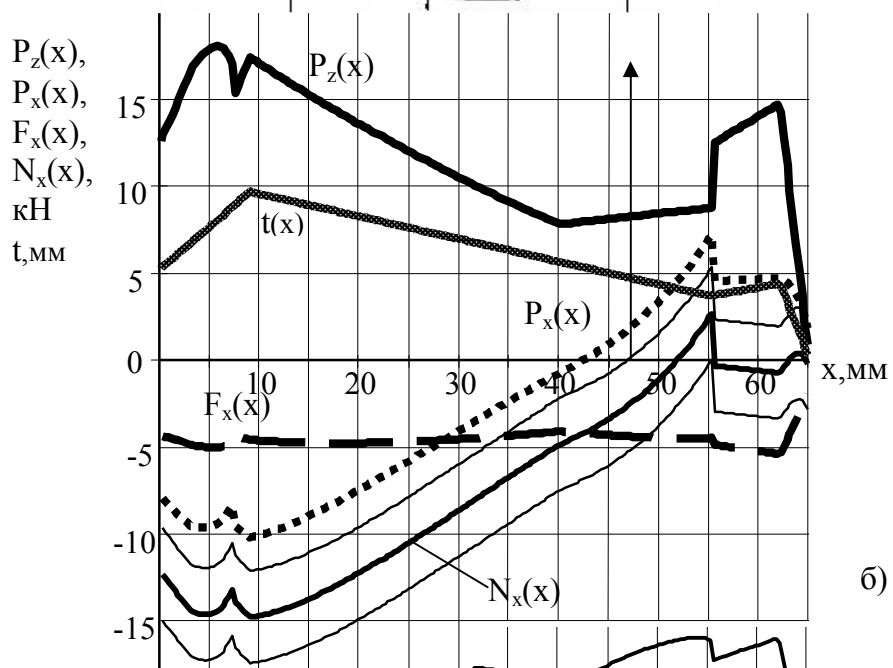
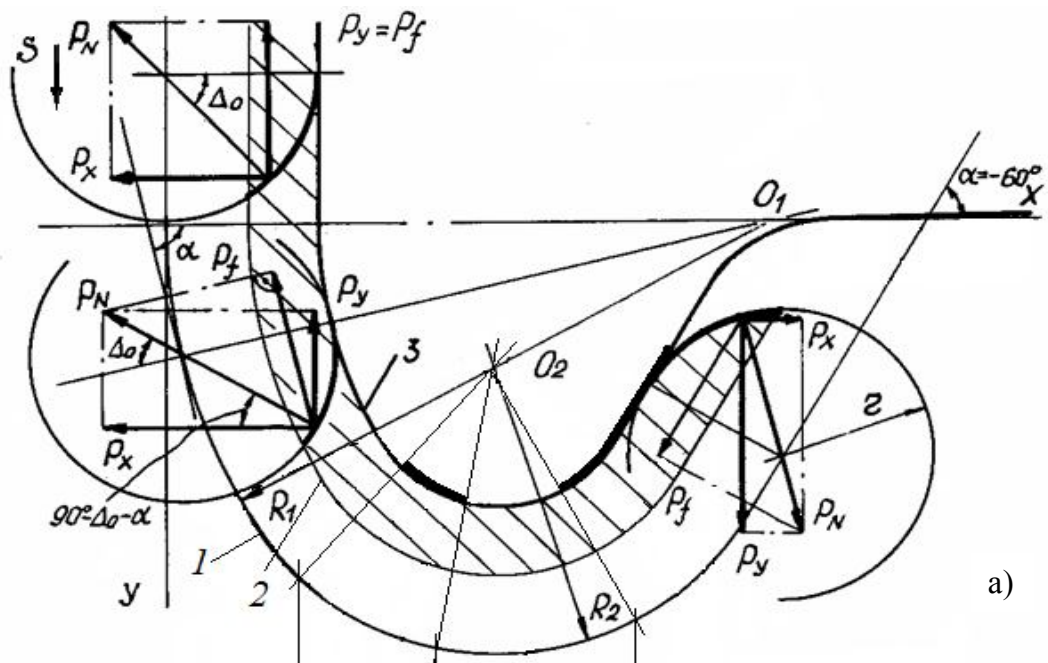


Рис.3. Расчетная схема (а) и графики (б, в) изменения составляющих сил резания и сил трения при обточке фасонной поверхности гребня колеса по ГОСТ 9036 в положении «гребнем вниз»

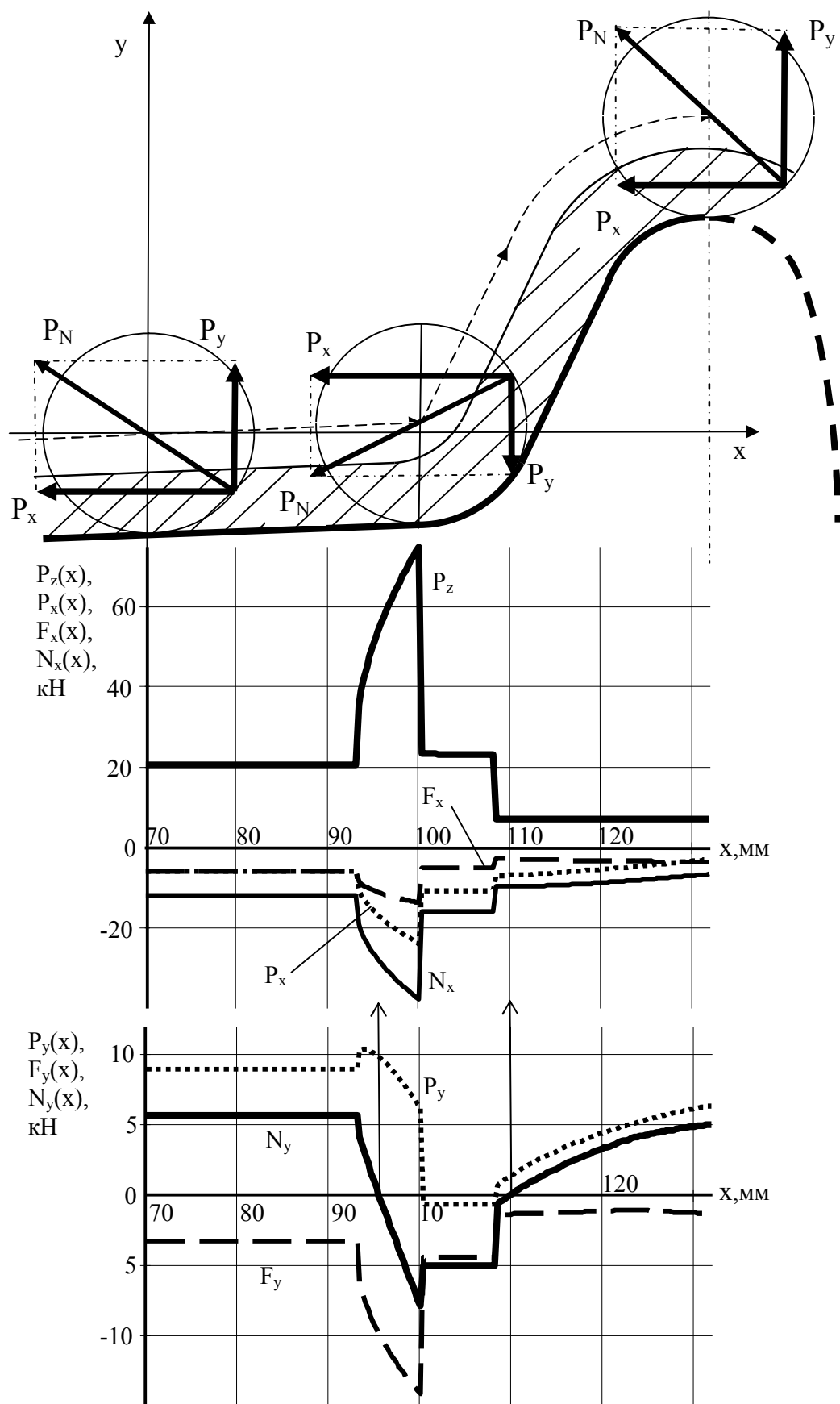


Рис.4. Графики изменения составляющих силы резания и сил трения при обточке фасонной поверхности гребня колеса по ГОСТ 9036 в положении «гребнем вверх»