

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО- АНАЛИТИЧЕСКАЯ МЕТОДИКА ПРОГНОЗИРОВАНИЯ РАСХОДНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК СИСТЕМЫ ДОЗИРОВАНИЯ КЛЕЕВЫХ СОСТАВОВ

**В.С. Безменов**

*Институт проблем управления им. В.А. Трапезникова РАН*

Россия, 117997, Москва, Профсоюзная ул., 65

E-mail: [bezmenov48@mail.ru](mailto:bezmenov48@mail.ru)

**Ключевые слова:** клеевые составы, расходные характеристики, система автоматизированного дозирования, методика прогнозирования расходных характеристик, область перехода от турбулентного к ламинарному режиму истечения, погрешности прогнозирования расходных характеристик, коэффициент Кориолиса.

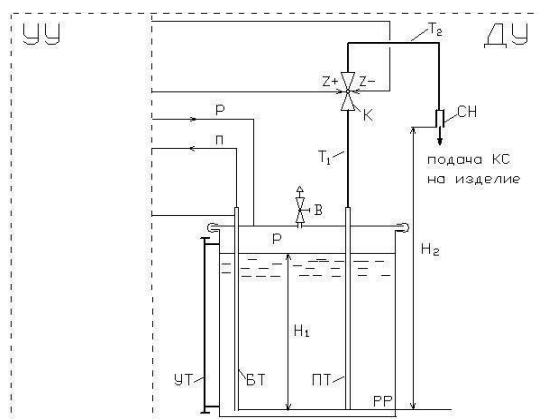
**Аннотация.** В докладе рассматривается экспериментально-аналитическая методика прогнозирования расходных характеристик (РХ) системы автоматизированного дозирования (САД) клеевых составов (КС) в области перехода от турбулентного к ламинарному режиму истечения. Методика предусматривает обработку экспериментальных данных, полученных на воде, для определения РХ КС. Дано описание экспериментальной измерительной установки и методики измерений. Рассмотрены процедуры проверки предложенной методики и приведены данные расчета погрешностей прогнозирования РХ с учетом коэффициента Кориолиса  $\alpha$ . Показано, что разработанная методика может применяться в условиях варьируемых величин диапазона дозирования, кинематической вязкости клевого состава и конструктивных параметров дозирующего устройства.

Современные сборочные производства машино- и приборостроения все в большей степени ориентируются на использование адгезивных соединений, в которых применяется целый ряд клеевых составов (КС) как различной химической природы, так и различного агрегатного состояния, в том числе – жидкости различной вязкости. Автоматизация технологических процессов дозированного нанесения КС является актуальной задачей и необходимой составляющей технологии конвейерной сборки клеевых соединений, обеспечивающей ее надлежащее качество в условиях разнообразия физико-химических свойств КС, требуемых диапазонов дозирования, серийности производства и многих других факторов.

Для решения этой задачи в ИПУ РАН были разработаны принципиальные схемы типовых систем автоматизированного дозирования термореактивных однокомпонентных КС и даны рекомендации по выбору схемы построения системы в зависимости от требуемого диапазона дозирования, вязкости состава и условий его отверждения [1].

На рис. 1 показана блочная схема типовой системы автоматизированного дозирования (САД) КС с измерительным преобразователем барботажного типа с отмериванием дозы по времени, основной областью практического применения которой в технологических процессах клеевой сборки является порционное дозированное нанесение КС на малогабаритные изделия. Это означает, что управляющее устройство (УУ) такой

системы должно обеспечивать ее работоспособность в области перехода от турбулентного к ламинарному режиму истечения, а дозирующее устройство (ДУ) должно иметь соответствующую переходной области истечения расходную характеристику (РХ).



**Рис. 1.** Блочная схема типовой САД КС с измерительным преобразователем барботажного типа: ДУ – дозирующее устройство; УУ – устройство управления; РР – расходный резервуар; БТ – барботажная трубка; ПТ – питающая трубка; УТ – уравнивающая трубка; К – пневмоклапан; Т1 и Т2 – гибкие трубопроводы на линии транспортирования КС; СН – сливной насадок; В – шаровый запорный вентиль.

РХ САД представляет собой функциональную зависимость объемного расхода КС –  $Q$  на выходе СН (рис. 1) от величины располагаемого напора  $H = (p + \gamma H_1) / \gamma - H_2$ , где  $p$  – избыточное давление в РР,  $\gamma$  – удельный вес КС,  $p + \gamma H_1 = П$  – полное давление в РР, измеряемое барботажной трубкой (БТ).

Предлагаемая нами и рассматриваемая далее методика прогнозирования РХ САД основана на анализе уравнения Бернулли для установившегося течения КС как несжимаемой жидкости по гидравлическому тракту ДУ, содержащему стальную питающую трубку (ПТ) длиной  $l_2$  с внутренним диаметром  $d_2$ , гибкие трубопроводы (Т1 и Т2) из ПВХ общей длиной  $l_1$  с внутренним диаметром  $d_1$  и сливной насадок (СН) с внутренним диаметром  $d_H$ . Это уравнение имеет вид:

$$(1) \quad H = (v_H^2 / 2g) [\alpha + \lambda_1 (l_1 / d_1) (d_H / d_1)^4 + \lambda_2 (l_2 / d_2) (d_H / d_2)^4 + \xi],$$

где  $v_H$  – скорость истечения жидкости из СН;  $g$  – ускорение силы тяжести;  $\alpha$  – коэффициент Кориолиса потока на выходе СН,  $\lambda_1$  и  $\lambda_2$  – коэффициенты сопротивления трения на участках Т1 и Т2 линии транспортирования КС ( $\lambda_1$ ) и в ПТ ( $\lambda_2$ );  $\xi$  – суммарный коэффициент потерь напора на местных сопротивлениях в тракте.

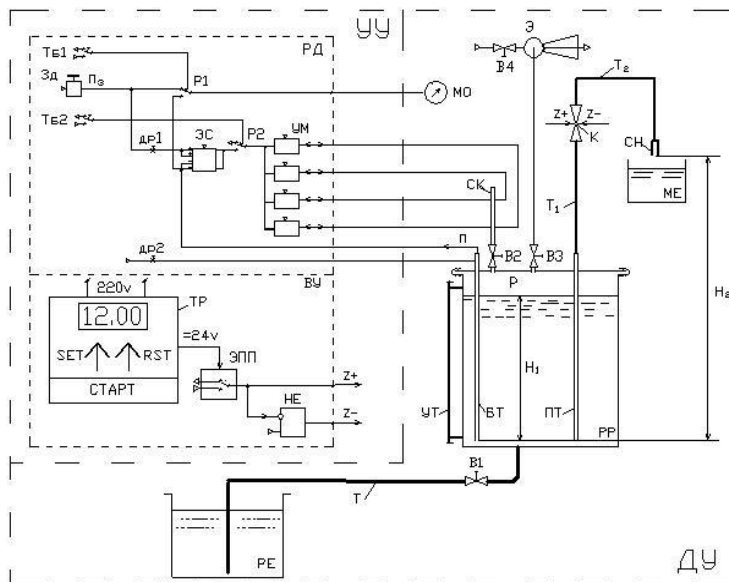
При заданных значениях параметров  $v_H$ ,  $l_1$ ,  $d_1$ ,  $l_2$ ,  $d_2$  и известной кинематической вязкости КС –  $\nu$  легко рассчитать объемный расход жидкости на выходе СН –  $Q = v_H f_H$ , где  $f_H$  – площадь проходного сечения насадка, а также входящие в уравнение (1) коэффициенты трения  $\lambda_i$  ( $i=1,2$ ). Для течения с числами Рейнольдса  $Re_i < 10000$  для определения  $\lambda_i$  используется формула ламинарного режима течения  $\lambda_i = 64 / Re_i$ , где  $Re_1 = v_1 d_1 / \nu$ ,  $Re_2 = v_2 d_2 / \nu$ ,  $v_1 = v_H (d_H / d_1)^2$ ,  $v_2 = v_H (d_H / d_2)^2$ .

Таким образом, для определения интересующей нас функции  $Q=F(H)$  необходимо определить входящие в (1) заранее неизвестный и зависящий от конструктивных параметров ДУ суммарный коэффициент потерь напора на местных сопротивлениях  $\xi$  и зависящий от характера распределения скоростей на выходе СН коэффициент  $\alpha$ .

Разработка рассматриваемой методики прогнозирования РХ системы дозирования КС включала **экспериментальную часть исследования** – определение параметров течения при работе САД на воде и **аналитическую часть** – разработку процедуры пере-

расчета полученных на воде данных на параметры натурального КС, а также процедуры вычисления погрешностей предлагаемой методики.

Для реализации экспериментальной части был использован способ [2] «проливки» гидравлического тракта ДУ водопроводной водой, осуществляемый с помощью измерительной установки, функциональная схема которой показана на рис. 2.



**Рис. 2.** Функциональная схема измерительной установки для исследования переходной области истечения: ДУ – дозирующее устройство; УУ – устройство управления; РР – расходный резервуар; РЕ – расходная емкость; МЕ – мерная емкость; Т – трубопровод линии пополнения РР; БТ – барботажная трубка; ПТ – питающая трубка; УТ – уравнивающая трубка; Т<sub>1</sub> и Т<sub>2</sub> – гибкие трубопроводы; К – пневмоклапан (шаровый кран с двухсторонним пневмоприводом); СН – сливной насадок; В1–В4 – шаровые запорные вентили; Э – струйный эжектор; МО – образцовый манометр; СК – сборный коллектор; Зд – задачник давления; Тб1, Тб2 – пневмотумблеры; др1, др2 – регулируемые дроссели; Р1, Р2 – пневмореле; ЭС – элемент сравнения; УМ – усилители мощности; ТР – электронный таймер; ЭПП – электропневмопреобразователь; НЕ – логический элемент «НЕ».

Измерительная установка представляет собой пневмоэлектронную систему автоматизированного порционного дозирования воды в мерную емкость (МЕ) из герметичного стального расходного резервуара (РР) полезным объемом 30 л и высотой 100 см, оборудованного барботажной (БТ), питающей (ПТ) и уравнивающей (УТ) трубками, шаровыми запорными вентилями В1–В4 и вакуумной системой его пополнения водой из расходной емкости (РЕ) с помощью струйного эжектора (Э). Для обеспечения работоспособности регулятора давления (РД) на малых перепадах давлений клапан К на линии транспортирования воды и сливной насадок (СН) располагались на рабочем столе на высоте  $H_2 = 66$  см от нижней кромки ПТ.

Для выявления закономерностей зависимости параметра  $\zeta$  от величин конструктивных параметров гидравлического тракта ДУ, а также для экспериментальной проверки предлагаемой методики (вычисления и анализа погрешностей прогнозирования РХ) измерения проводились при различной (условно «высокой» и условно «низкой») сезонной температуре воды, т.е. при ее различной вязкости. Наибольшая разность температуры воды, при этом, составила  $\approx 14^\circ\text{C}$ .

В качестве линии транспортирования воды из РР в МЕ использовались гибкие гладкостенные трубопроводы (Т<sub>1</sub> и Т<sub>2</sub>) из ПВХ трех типоразмеров внутреннего диаметра –  $d_1 = 0,6; 0,8$  и  $1,0$  см и общей длины  $L_1 = 329; 433$  и  $277$  см, соответственно. Типораз-

меры ПТ ( $d_2=1,5$  см и  $L_2=112$  см) во всех циклах измерений оставались неизменными. В качестве СН использовались металлические трубки общей длиной 20 мм с зенковкой толстостенной входной кромки и с внутренним диаметром выходного тонкостенного канала пяти типоразмеров –  $d_H=0,2; 0,3; 0,4; 0,5$  и  $0,6$  см.

Рабочий цикл измерений представлял собой последовательные замеры расхода воды в гидравлическом тракте ДУ для каждого выбранного типоразмера  $d_1 - L_1$  и  $d_H$  весовым методом. В результате этого этапа было получено 15 ( $3 \times 5$ ) массивов данных измерений с условно «высокой» и столько же массивов данных измерений с условно «низкой» температурой воды. Каждый из 15-ти циклов «проливки» содержит 31 результат измерения расхода с варьируемой величиной располагаемого напора –  $H_j=H_k=[184-4]$  см, где индексы  $j$  и  $k$  представляют собой номер измерения для условно «высокой» и условно «низкой» температуры воды, соответственно ( $j=k=1, 2, \dots, 31$ ).

Заданные значения давлений  $P_{3j}$  ( $P_{3k}$ ) устанавливались задатчиком давления Зд по образцовому манометру МО (пределы измерения  $0-1$  кг/см<sup>2</sup>, 1 дел.шк. – 2 см вод. ст., кл. точ. 0,16) с дискретностью 10 см вод. ст. при  $P_{3j(k)}=250-100$  см вод. ст. и далее (при  $P_{3j(k)}=100-70$  см вод. ст.) – с дискретностью 2 см вод. ст.

Для оперативной обработки, представления и анализа полученных в ходе измерений на воде массивов экспериментальных данных использовались компьютерные программы *Microsoft Excel* и *Advanced Grapher*.

Для экспериментальной проверки методики в программе *Microsoft Excel* были образованы 3 пары листов « $d_1+ - d_1-$ » (по числу типоразмеров гибкого трубопровода), содержащих данные расчета экспериментальных РХ –  $Q_j = F(H_j)$  с условно «высокой» (на листе « $d_1+$ ») и  $Q_k = F(H_k)$  – с условно «низкой» (на листе « $d_1-$ ») температурой воды, а также данные вычисления входящих в уравнение (1) следующих параметров:

- потерь напора на трение –  $h_{Tj(k)} = (v_{Hj(k)}^2/2g) [\lambda_1(L_1/d_1)(d_H/d_1)^4 + \lambda_2(L_2/d_2)(d_H/d_2)^4]$ , где числа Рейнольдса  $Re_{1j(k)}$  и  $Re_{2j(k)}$  и коэффициенты  $\lambda_{1j(k)} = 64/Re_{1j(k)}$  и  $\lambda_{2j(k)} = 64/Re_{2j(k)}$  вычисляются по вязкости воды  $\nu_B$ , соответствующей ее температуре в данном цикле измерений;
- потерь напора на выходе СН –  $h_{Hj(k)} = \alpha v_{Hj(k)}^2/2g$ , где коэффициент Кориолиса  $\alpha$  первоначально был принят равным 1,05;
- суммарных потерь напора на местных сопротивлениях –  $h_{Mj(k)} = H_{j(k)} - h_{Tj(k)} - h_{Hj(k)}$ ;
- суммарных коэффициентов потерь напора на местных сопротивлениях  $\xi_{j(k)} = 2gh_{Mj(k)}/v_{Hj(k)}^2$ .

Поскольку клеевые составы имеют существенно большую, чем вода, вязкость, то для экспериментальной проверки методики целесообразно ограничиться процедурой прогнозирования расчетной РХ при повышении вязкости. Для наших «парных циклов» результатов измерений это означает, что мы будем прогнозировать расчетную РХ –  $Q_{Pk} = F(H_{Pk})$ , которая получилась бы при работе САД на воде с условно «низкой» температурой, по экспериментальным данным, полученным при работе САД на воде с условно «высокой» температурой. О достоверности получаемых результатов прогнозирования расчетной РХ будем судить по результатам вычисления и анализа относительных погрешностей расхода  $Q_{Pk}$  при их сравнении с соответствующими экспериментальными значениями –  $Q_k = F(H_k)$ , полученными на листе « $d_1-$ ».

При реализации **процедуры прогнозирования РХ КС** в качестве «**экспериментальных**» значений скоростей истечения  $v_{HK}$  и расходов –  $Q_k$ , в соответствии с предлагаемой методикой, принимаются значения этих параметров из имеющегося массива

экспериментальных данных, полученных при проведении экспериментальной части исследования. (Эти «экспериментальные» значения параметров считаются **заданными**).

Процедуры **прогнозирования расчетной РХ** (для воды с условно «низкой» температурой) и **прогнозирования РХ КС** имеют определенную и практически одинаковую последовательность компьютерных операций обработки экспериментальных данных и основаны на выявленной нами в ходе исследования закономерности: функции  $\xi_{\text{АП}} = F(\text{Re})$ , представляющие собой аппроксимирующие кривые для заданных в табличной форме функций  $\xi_j = f(\text{Re}_j)$ , принадлежащих к соответствующим выделенным зонам переходной области истечения, **инвариантны** к входящему в эту зону числу  $\text{Re}$  потока на выходе СН.

Перед изложением этой последовательности рассмотрим влияние на нее коэффициента Кориолиса  $\alpha$ .

Это влияние заключается в увеличении данного параметра от значения  $\alpha=1,05$  при турбулентном режиме истечения до  $\alpha \approx 2$  при ламинарном режиме, которое происходит вследствие изменения распределения скоростей потока на выходе СН в переходной области истечения.

Таким образом, значение коэффициента  $\alpha$  зависит от скорости истечения  $v_{\text{H}}$ , и задача учета его влияния сводится к поиску эмпирической функциональной зависимости  $\alpha = \varphi(v_{\text{H}})$ , которая должна уменьшать максимальные расчетные значения относительных погрешностей прогнозирования, полученные при  $\alpha=1,05$ . С учетом этого требования вполне приемлемые результаты были получены при использовании следующего алгоритма учета влияния  $\alpha$ :

- увеличение  $\alpha$  от 1,05 до 2 начинается для экспериментальной РХ – от верхней границы *условно* переходной зоны истечения, а для прогнозируемой РХ – от верхней границы *фактической* переходной зоны; понятие *фактической* переходной зоны станет ясным по ходу изложения последовательность операций рассматриваемой процедуры;
- увеличение коэффициента  $\alpha$  заканчивается на нижней границе ламинарной зоны прогнозируемой РХ;
- искомая зависимость  $\alpha = \varphi(v_{\text{H}})$  имеет вид гиперболической функции  $\alpha = a/v_{\text{H}} + b$ ; последняя строится по двум точкам в программе *Advanced Grapher* –  $[v_{\text{Hj}}-1,05]$  и  $[v_{\text{H,k=31}}-2]$ , где  $v_{\text{Hj}}$  – скорость истечения, соответствующая верхней границе *условно* переходной зоны экспериментальной РХ,  $v_{\text{H,k=31}}$  – скорость истечения, соответствующая нижней границе *ламинарной* зоны прогнозируемой РХ.

Практическая реализация данного алгоритма означает, что при вычислении скоростных напоров на выходе СН –  $h_{\text{Hj}(k)} = \alpha v_{\text{Hj}(k)}^2 / 2g$  как для точек  $v_{\text{Hj}}$  *условно* переходной и ламинарной зон экспериментальной РХ, так и для точек  $v_{\text{Hk}}$  *фактической* переходной и ламинарной зон прогнозируемой РХ используется одна и та же зависимость:  $\alpha_{j(k)} = a/v_{\text{Hj}(k)} + b$ , где коэффициенты аппроксимации  $a$  и  $b$  имеют одинаковые величины для переходной и ламинарной зон экспериментальной и прогнозируемой РХ. (Для турбулентных зон экспериментальной и прогнозируемой РХ –  $\alpha=1,05$ .)

Итак, **процедуры прогнозирования расчетной РХ** (для воды с условно «низкой» температурой) и **РХ КС** имеют следующую последовательность операций.

1. Деление на листе « $d_1+$ » точек  $Q_j = F(H_j)$  экспериментальной РХ на зоны турбулентного, *условно* переходного и ламинарного режимов истечения, реализуемая посредством анализа величин стандартного отклонения этих точек в верхней и нижней частях диапазона измерений от соответствующих аппроксимирующих функций вида  $Q_{\text{АП}} = a(H^b)$ , где  $a$  и  $b$  – коэффициенты аппроксимации.

2. Вычисление с использованием уравнения (1) и с учетом предложенного алгоритма определения коэффициента  $\alpha$  табличных значений функций  $\xi_j = f(Re_j)$ , построение графиков этих функций, проведение их регрессионного анализа, построение соответствующих этим зонам графиков аппроксимирующих функций  $\xi_{\text{АПр}} = f_p(Re)$  и определение их уравнений, где индексы  $p=1, 2, 3$  относятся к турбулентной, условно переходной и ламинарной зонам, соответственно. При построении графиков аппроксимирующих функций выбирают степенную или гиперболическую аппроксимацию (по минимальному значению стандартного отклонения).

3. Определение точек пересечения графиков:  $Re1$  ( $\xi_{\text{АПр1}}$  и  $\xi_{\text{АПр2}}$ ) и  $Re2$  ( $\xi_{\text{АПр2}}$  и  $\xi_{\text{АПр3}}$ ), фиксирующих, соответственно, верхнюю и нижнюю границы *фактической* переходной зоны для прогнозируемой РХ. При этом числа  $Re_k > Re1$  относятся к зоне турбулентного режима истечения, числа  $Re_k < Re2$  – к зоне ламинарного режима, а числа  $Re2 < Re_k < Re1$  – к *фактической* переходной зоне. Если графики функций  $\xi_{\text{АПр1}}$  и  $\xi_{\text{АПр2}}$  не пересекаются или точка  $Re1 > Re_k = Re1$ , то прогнозируемая РХ не имеет зону турбулентного режима истечения. Аналогично, если точка  $Re2 > Re_k = Re1$ , то вся прогнозируемая РХ принадлежит зоне ламинарного режима истечения.

4. Формирование третьего дополнительного листа « $\xi_k$ », в первый столбец которого заносятся числа  $Re_k$  с листа « $d_1$ », а во второй столбец – вычисленные по полученным во 2-й операции уравнениям  $\xi_{\text{АПр},p} = f(Re)$  ( $p=1,2,3$ ) расчетные значения  $\xi_{pk} = f(Re_k)$  (в отличие от вычисленных на листе « $d_1$ » значений  $\xi_k = 2gh_{\text{МК}}/v_{\text{НК}}^2$ ). Для удобства обработки данных верхняя и нижняя границы *фактической* переходной зоны на листах « $\xi_k$ » и « $d_1$ ») разделяются пустыми строками.

5. Формирование четвертого дополнительного листа «ПРОГНОЗ», в первый, второй и третий столбцы которого заносятся вычисленные на листе « $d_1$ » значения суммарных потерь напора на трение ( $h_{\text{ТК}}$ ), скоростных напоров на выходе СН ( $h_{\text{НК}}$ ) и скоростей  $v_{\text{НК}}$ , соответственно. При прогнозировании РХ КС суммарные потери напора на трение вычисляются по формуле:  $h_{\text{ТК}} = (v_{\text{НК}}^2/2g) [\lambda_1(l_1/d_1)(d_{\text{Н}}/d_1)^4 + \lambda_2(l_2/d_2)(d_{\text{Н}}/d_2)^4]$ , где числа Рейнольдса  $Re_{1k}$  и  $Re_{2k}$  и коэффициенты  $\lambda_{1k} = 64/Re_{1k}$  и  $\lambda_{2k} = 64/Re_{2k}$  вычисляются вязкости КС –  $\nu$ . В четвертый и пятый столбцы листа «ПРОГНОЗ» заносятся парные значения  $[Re_k, \xi_{pk}]$  с листа « $\xi_k$ », полученные в предыдущей операции, в шестой столбец – вычисленные по формуле  $h_{\text{МК}} = \xi_{pk} v_{\text{НК}}^2/2g$  значения суммарных потерь напора на местных сопротивлениях и, наконец, – в седьмой столбец – вычисленные по формуле  $H_{pk} = h_{\text{ТК}} + h_{\text{НК}} + h_{\text{МК}}$  искомые прогнозируемые значения располагаемого напора. Для удобства построения точек  $Q_k = F(H_{pk})$  прогнозируемой РХ – в последний 8-й столбец копируются экспериментальные (или «заданные» при прогнозировании РХ КС) экспериментальные значения расходов  $Q_k$  с листа « $d_1$ ».

6. Последняя операция рассматриваемой процедуры касается прогнозирования расчетной РХ при работе САД на воде. На этой операции в программе *Advanced Grapher* для каждого типоразмера СН на отдельном листе строятся 3 графика (для выделенных зон турбулентного, *фактического* переходного и ламинарного режимов истечения) экспериментальных точек РХ –  $Q_k = f(H_k)$ , копируемых с листа « $d_1$ », и 3 соответствующих графика расчетных точек РХ –  $Q_k = F(H_{pk})$ , копируемых с листа «ПРОГНОЗ», и проводится их аппроксимация степенными функциями; последние строятся в исследуемом диапазоне изменения скоростного напора  $H = [184 - 4]$  см.

Завершающий этап исследования касался процедуры **вычисления относительных погрешностей** расчета расхода прогнозируемой РХ при работе САД на воде.

Отметим, что эти погрешности имеют максимальные значения в верхней и нижней точках диапазона изменения располагаемого напора, т.е. при  $H = H_{\text{max}} = 184$  см и  $H = H_{\text{min}} = 4$  см. Их вычисление в процентах ведется по формулам:

$$(2) \quad \delta Q_{\max} = 100[Q_P(H_{\max}) - Q(H_{\max})]/Q(H_{\max})$$

и

$$\delta Q_{\min} = 100[Q_P(H_{\min}) - Q(H_{\min})]/Q(H_{\min}),$$

в которых  $Q(H_{\max})$  и  $Q(H_{\min})$  – экспериментальные значения расхода при  $H=184$  см и  $H=4$  см,  $Q_P(H_{\max})$  и  $Q_P(H_{\min})$  – расчетные значения расхода при тех же  $H$ , соответственно; экспериментальные и расчетные числовые значения расходов в формулах (2) определялись посредством использования операции «трассировки» соответствующих графиков аппроксимирующих функций.

Сводная (для всех результатов измерений) таблица значений расчета относительных погрешностей расхода для верхней и нижней границ диапазона изменения располагаемого напора выглядит следующим образом.

**Таблица 1.** Расчетные значения относительных погрешностей расхода для верхней и нижней границ диапазона изменения располагаемого напора.

$d_1$	$d_n$	$\alpha$	$\delta Q_{\max}$	$\delta Q_{\min}$	$d_1$	$\delta Q_{\max}$	$\delta Q_{\min}$	$d_1$	$\delta Q_{\max}$	$\delta Q_{\min}$
см	см		%	%	см	%	%	см	%	%
0,6	0,2	1,05	-0,07	-5,34	0,8	-0,17	-9,01	1,0	-0,16	-7,36
		$a/v_H+b$	0,97	-2,66		-0,18	-5,06		-0,23	-3,30
	0,3	1,05	-1,39	-1,56		-0,32	-5,21		0,02	-3,67
		$a/v_H+b$	-1,39	0,08		0,58	-1,72		1,14	-0,14
	0,4	1,05	-1,97	-8,25		-1,14	-9,90		0,12	-2,50
		$a/v_H+b$	-1,99	-7,32		-1,25	-7,33		0,14	1,74
	0,5	1,05	-1,49	-6,92		-1,63	-10,06		0,04	-4,91
		$a/v_H+b$	-1,52	-6,55		-1,42	-9,13		0,74	-2,37
	0,6	1,05	-1,97	-3,27		-2,16	-1,91		-0,89	-2,01
		$a/v_H+b$	-2,00	-3,08		-2,16	-1,44		-0,50	-0,30

Как следует из приведенной таблицы, максимальная величина погрешности с учетом коэффициента  $\alpha$  составляет  $\delta Q_{\min} = -9,13\%$  для трубопровода с внутренним диаметром  $d_1=0,8$  см и сливного насадка с внутренним диаметром  $d_n=0,5$  см.

Таким образом, полученные расчетные значения погрешностей расхода имеют достаточно малую величину и вполне приемлемы для практического применения предложенной методики прогнозирования РХ для выбора конструктивных и рабочих параметров ДУ для показанной на рис. 1 проектируемой типовой системы дозирования КС.

Так, например, для вязкости КС,  $\nu=10$  сСТ ( $0,1$  см<sup>2</sup>/с) и следующих величин конструктивных параметров ДУ:  $d_1 = 0,8$  см,  $l_1 = 150$  см,  $d_2 = 1,5$  см,  $l_2 = 60$  см,  $d_n = 0,5$  см прогнозируемые расчетные значения расхода КС –  $Q_P(H_{\max})=28$  и  $Q_P(H_{\min})=1$  см<sup>3</sup>/с. Экспериментальные значения этих параметров при работе САД (рис.2) на воде составляют 48 и 3,5 см<sup>3</sup>/с, соответственно.

## Список литературы

1. Безменов В.С., Игнатов А.В. Проектирование автоматизированных дозирующих устройств для сборочных производств с клеевыми соединениями // Труды XII Всероссийского совещания по проблемам управления ВСПУ-2014. Москва, 16-19 июня 2014 г. М.: Институт проблем управления им. В.А. Трапезникова РАН, 2014. С. 4555-4566.
2. Безменов В.С. Способ определения расходной характеристики гидравлического тракта и устройство для его осуществления. Пат. 2582486 РФ // БИ. 2016. № 12.